



TITLE:

急速加熱・冷却による硬質鋼の切断に関する基礎的研究(
Dissertation_全文)

AUTHOR(S):

加藤, 昌彦

CITATION:

加藤, 昌彦. 急速加熱・冷却による硬質鋼の切断に関する基礎的研究. 京都大学, 1987, 工学博士

ISSUE DATE:

1987-09-24

URL:

<https://doi.org/10.14989/doctor.r6334>

RIGHT:

急速加熱・冷却による硬質鋼の切斷
に関する基礎的研究

1987年

加 藤 昌 彦

急速加熱・冷却による硬質鋼の切断
に関する基礎的研究

1 9 8 7 年

加 藤 昌 彦

目 次

第1章 序 論	1
参考文献	3
第2章 き裂発生のための加熱・冷却条件の検討	
1. まえがき	4
2. 実験方法	4
2.1 供試材および試験片	4
2.2 高周波加熱と水冷却方法	5
2.3 破断方法とき裂深さ測定	5
3. 真空管式装置によるき裂発生 of 検討	6
3.1 直径38mm鋼材による予備的調査	6
3.2 直径38mmおよび55mm鋼材に対する反復法の検討	7
3.3 反復法におけるき裂発生条件	9
4. M-G 式装置によるき裂発生 of 検討	10
4.1 直径50mm、60mmおよび70mm鋼材に対する1回法の検討	11
4.2 1回法におけるき裂発生条件	14
5. 切断片の形状と鍛造結果	15
5.1 切断片の形状と重量のばらつき	15
5.2 試験鍛造の結果	16
6. まとめ	16
第3章 反復法、1回法で加熱・冷却された切欠きなし鋼材に生ずる残留応力	
1. まえがき	18
2. 供試材および試験片	18
3. 試験片の加熱・冷却条件	19
3.1 反復法	19
3.2 1回法	20
4. 硬さおよび残留応力分布の測定方法	21
4.1 硬さ測定	21
4.2 残留応力測定	21
5. 硬さおよび残留応力分布の測定結果	27
5.1 反復法	27
5.1.1 硬さ分布	27
5.1.2 残留応力分布	29
5.2 1回法	32

5.2.1 硬さ分布	32
5.2.2 残留応力分布	32
6. 残留応力発生機構の考察	35
6.1 1回法	35
6.2 反復法	36
7. まとめ	37
補 遺：真空管式装置による1回法切断条件の追加検討	39
参考文献	41

第4章 反復法、1回法におけるき裂の発生および進展の検討

1. まえがき	42
2. 切欠きなし鋼材の残留応力分布	42
2.1 計算モデル	42
2.2 計算の手順	44
2.3 実測された応力分布に基づく初期ひずみの設定	46
2.3.1 反復法	46
2.3.2 1回法	48
3. 切欠きつき鋼材の残留応力分布	50
3.1 切欠きの有無と加熱・冷却状況	50
3.2 計算モデルおよび計算方法	52
3.3 計算による切欠き底の応力分布	53
3.3.1 反復法	53
3.3.2 1回法	56
4. き裂を生じた切欠きつき鋼材の残留応力	58
4.1 計算モデル	58
4.2 き裂深さと応力分布計算結果	58
4.2.1 反復法	58
4.2.2 1回法	59
5. 考 察	60
6. まとめ	62
参考文献	64

第5章 加熱・冷却される鋼材の温度解析と応力の弾塑性解析

1. まえがき	65
2. 温度解析の手順	65
3. 温度分布の計算結果	68
4. 材料特性値の温度依存性に対する検討	72
5. 加熱・冷却に伴う応力の弾塑性計算	76
5.1 計算モデルと計算方法	76
5.1.1 要素温度の求め方	77

5.1.2 等価節点力増分	78
5.1.3 要素の降伏および除荷の判定	80
5.2 熱応力の計算結果および考察	80
5.2.1 応力の変化とき裂発生時期	80
5.2.2 残留応力分布測定値との比較	85
6. まとめ	86
参考文献	87
<u>第6章</u> 結 論	88

第1章 序 論

鍛造用素材は、通常、冷間で機械的せん断により棒鋼から所定の長さに切断される。しかし、機械的せん断では切断面のゆがみや切断片の変形、重量ばらつきが生じやすく、これが鍛造時、鍛造素材の送り不良、型との位置ずれを生じる。このため鍛造機の一時停止による稼働率の低下や、製品の寸法精度に起因する歩留り低下の原因となることもある。また、軸受鋼等の硬質鋼を冷間でせん断する場合には、あらかじめ炭化物を球状化する等の軟化熱処理が必要である。さらに、せん断時に発生する振動や騒音も問題になる。せん断におけるこれらの問題点を解決するために、圧縮せん断法、高速せん断法等が研究されている¹⁾。せん断によらない鋼材切断に関しては、塑性疲労を利用する方法、側圧を利用する方法等、既にいくつかの研究が行われているが^{2)、3)}、上に述べた問題点を解決するまでには至っていない。

ここでは硬質鋼を、その表面から急熱、急冷する際に発生する残留応力を利用して、切断する方法^{4)、5)}が検討されている。この方法は棒鋼（軸受鋼、工具鋼）の切断位置に、あらかじめ環状切欠きをつけ、その周辺を高周波加熱、水冷却（以後、単に加熱・冷却という）し、切欠き底から切断分離すべき面内に、十分な深さのき裂を発生させ、そののち機械的な手段で残留部を破断させようとするものである。この切断法によれば、硬質鋼を軟化熱処理することなく所望の寸法の鋼片に切断することができる。また、最終破断に必要な荷重は、切欠き加工後強制破断させる場合の約1/8に低下し、破断時の振動や騒音もほとんど発生しない。さらに、得られる切断面は棒鋼軸にはほぼ直角で、しかも比較的平滑である。したがって、切断片を鍛造する場合にも、据込み形状が良好となるため、鍛造工程が正常に進行し、製品歩留まりが向上する。

本切断法において、切欠き底に発生させるき裂は、加熱・冷却に起因する残留応力により発生、進展する。本論文は、上に述べたようなき裂を発生させる駆動力となる残留応力の発生、き裂の進展を加熱・冷却の条件と関連させて検討したものである。

すなわち、第2章では、切断に必要なき裂を発生させる加熱・冷却条件が実験により調査・検討され、その結果が述べられる。き裂を発生させるには、1回の加熱・冷却による場合（1回法）と、互いに異なる条件の加熱・冷却操作が連続して加えられる場合（反復法）とがあり、これら両方法が検討される。さらに、本切断法による切断片と冷間せん断

した鋼片とを、形状および重量ばらつきの面から比較された結果についても述べられる。

第3章では、加熱・冷却により発生する残留応力とき裂との関係を調べるために、切欠きなし鋼材が切断に適する条件で加熱・冷却され、加熱帯の中央断面に発生する残留応力と硬さ分布が測定され、それらの結果をもとにして残留応力の発生機構が定性的に考察される⁵⁾。特に、反復法は、これまで知られていない操作であり、独特の応力発生方法、き裂発生方法である。

第4章では、第3章で述べられた切欠きなし鋼材の残留応力測定結果に基づき、同じ条件下で加熱・冷却操作が加えられた切欠きつき鋼材の切欠き底断面における残留応力が独自の方法により評価され、冷却後の残留応力とき裂進展深さとの関連についても考察される⁶⁾。

第5章では、加熱・冷却中、鋼材に発生する応力の変化状況が経時的に解析され、その結果と鋼材切断実験におけるき裂の発生時期とが比較される。すなわち、1回法によりSUJ2供試材を切断した結果から最適と考えられる条件により切欠きなし鋼材が加熱・冷却され、鋼材に生ずる熱応力の変化状況がFEM弾塑性計算により求められ、第2章において述べられたき裂発生時期およびき裂発生加熱時間範囲との対応が調査される⁷⁾。なお、急熱急冷中の応力発生状況とき裂発生時期との関連の検討はこれまで試みられていない。

最後に、第6章において本論文のまとめが行われる。

参 考 文 献

- 1) たとえば 森：年間展望“せん断加工”
塑性と加工、Vol.17、No.185、P.492 (1976)
- 2) たとえば 田村、寺崎、工藤：“塑性疲労切断における切口面形状”
機械技術研究所所報 26-2 (1972)
- 3) 佐藤直之：“ぜい性材料の側圧による切断”
日本機械学会講演論文集 No.740-15、P.251 (1974)
- 4) “鋼材切断法”、日本特許：970416、米国特許：3958732
西独特許：2461095、スエーデン特許：7415896-5
- 5) 加藤昌彦、青山咸恒、古田修：“硬質鋼の新切断法と急熱急冷により軸受鋼丸棒に発生する残留応力” 材料、Vol.33、No.369、P.12 (1984)
- 6) 加藤昌彦、青山咸恒：“急熱急冷後、丸鋼の加熱中央断面に生ずる残留応力分布” 材料、Vol.34、No.387、P.73 (1985)
- 7) 加藤昌彦、青山咸恒：“急熱急冷により軸受鋼丸棒に発生する応力の弾塑性解析” 材料、Vol.35、No.396、P.32 (1986)

第2章 き裂発生のための加熱・冷却条件の検討

1. まえがき

本章では、直径が38mm～70mmの高炭素クロム軸受鋼に、切断に十分な深いき裂を発生させる加熱・冷却条件が実験により調査、検討されており、その結果について述べられている。さらに、本方法による切断片と冷間せん断による切断片とを、形状および重量ばらつきの面から比較した結果についても言及されている。

2. 実験方法

2.1 供試材および試験片

供試材は高炭素クロム軸受鋼圧延鋼材 (SUJ2、圧延のまま) で、その直径は38mm、55mm、50mm、60mm、および70mmである。Table 2-1 は、それらの化学成分を示している。

また、Fig.2-1 は、直径38mm供試材の縦割り断面上の表面付近で観察した顕微鏡組織写真 (5%硝酸アルコールにより腐食) を示している。他の供試材の組織もこれとほぼ同様である。

Fig.2-2 は、試験片の形状とその寸法を示したものである。図に示されているように、試験片は、供試材の軸方向80mm間隔に環状V切欠きが旋削されたものである。

Table 2-1 Chemical compositions of high carbon chromium bearing steel rods tested (wt%).

dia. (mm)	C	Si	Mn	Cr	P	S
38	0.97	0.25	0.31	1.42	.013	.011
55	0.98	0.25	0.38	1.37	.011	.014
50	0.86	0.22	0.47	1.40	.008	.009
60	1.01	0.25	0.41	1.41	.009	.010
70	0.97	0.23	0.31	1.37	.009	.008

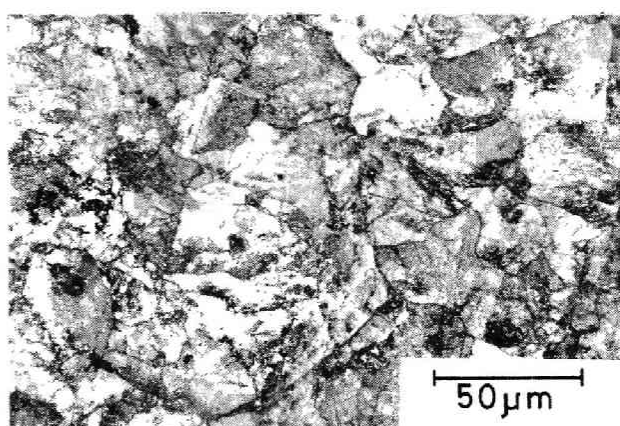


Fig. 2-1 Microstructure of material tested (38mm dia. rod, longitudinal section, near surface, as rolled).

2.2 高周波加熱と水冷却方法

試験片の切欠き部周辺表面の加熱・冷却操作は高周波焼入れ装置により実施された。おもに、小径の試験片に対する実験には、周波数20kHzの真空管式装置が、また、大径の試験片の場合には周波数 10kHzの Motor-Generator (M-G) 式装置が用いられた。

加熱に用いられたコイルは、銅製1回巻コイルで、その幅は30mm一定である。また、その内径は試験片直径

をDとすれば、 $D+6\text{mm}$ （真空管式装置用）および $D+10\text{mm}$ （M-G 式装置用）である。加熱に際し、コイルと試験片は同軸に、しかも切欠き部がコイル幅の中央に配置され、試験片は60～240 rpm で回転されながら加熱される。加熱は、所定の時間内に一定の加熱電力を与えることにより行われ、試験片は、加熱終了と同時にコイル内面から噴出される冷却水により冷却される。なお、冷却水量は、 $0.7 \sim 1.0 \text{ l/sec}$ 、冷却時間は20sec である。なお、加熱電力は真空管式装置の場合、発振管のプレート電圧値 V_p とプレート電流値 I_p の積、すなわち、皮相電力（kVA）で、M-G 式装置では電力(kW)で表示されている。

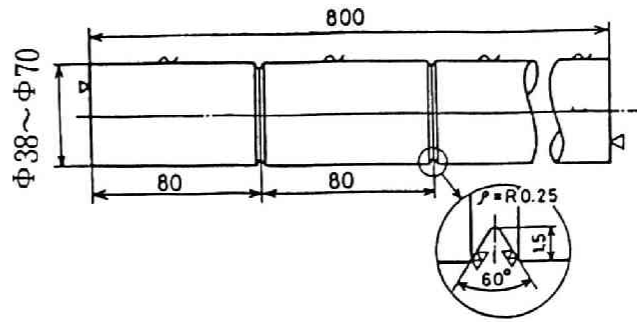


Fig. 2-2 Breaking test specimen with circumferential notches.

2.3 破断方法とき裂深さ測定

切欠き部周辺が加熱・冷却されたのち、試験片の切欠き断面が曲げにより破断され、その時の最大荷重が破断荷重として求められた。また、同時に破断面上で、き裂の進展状況が確かめられた。この場合、試験片は、Fig.2-3が示すように片持ち曲げ装置で支持され、荷重Fが万能試験機で加えられた。固定端（切欠き

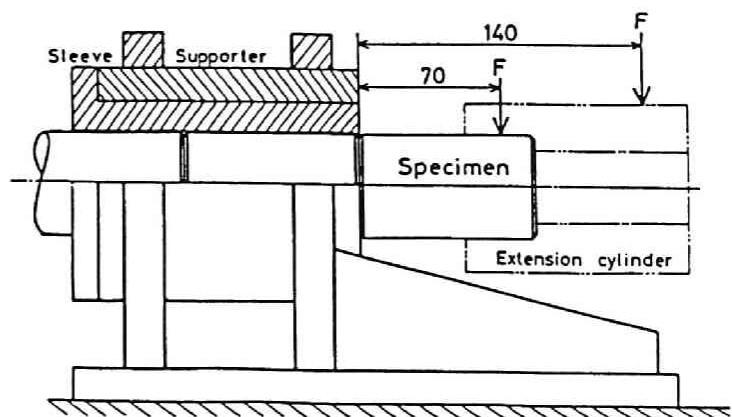


Fig. 2-3 Final breaking method of test specimens.

断面)と負荷位置の間の距離は、直径が60mm以上の試験片の場合には140mm(試験片には延長筒を接続)、直径がそれ以下の試験片では70mmとされた。加熱・冷却の過程で切欠き底から発生したき裂は破断面上において薄く酸化した同心円的な環状帯部として観察された。

3. 真空管式装置によるき裂発生を検討

まず、小容量の真空管式装置を用いて、直径が38mmの試験片が種々の条件下で加熱・冷却され、破断荷重の変化、き裂発生の有無が調査された。次に、この結果に基づき、加熱時間の異なる加熱・冷却操作を2回反復することによって、直径38mmおよび55mm鋼材の切欠き底に、確実にき裂を発生させる条件が調査された。

3.1 直径38mm鋼材

による予備的調査

Fig.2-4 は、1回の加熱・冷却操作を加えた試験片の加熱時間 t_h と破断荷重 F_B との関係を示している(実線)。なお、加熱用電力は91kVA($V_p=12.0$ kV、 $I_p=7.6$ Amp)一定である。この図から明らかなように、破断荷重 F_B は加熱時間 t_h の増加とともに、一旦低下したのち、増加する。いずれの加熱条件においても破断面上に切欠き底から進展したき裂は観察されず、破断面も切欠き底断面からはずれていた。なお、 $t_h=2$ secの加熱後、冷却された試験片の表面には焼き入れ層は形成されていないが、 $t_h=3$ secの場合には、焼き入れ層が形成されて表面が硬化していた。

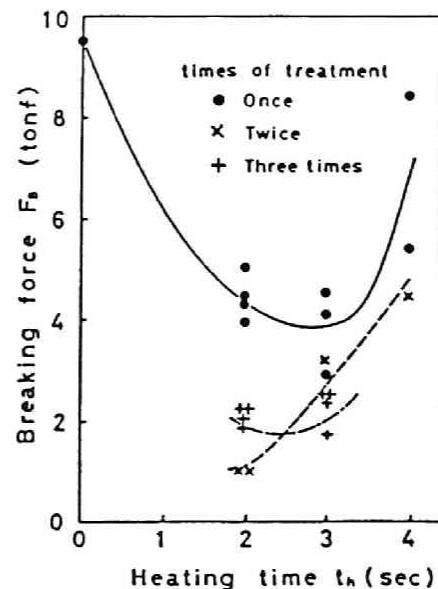


Fig. 2-4 Relations between heating time and breaking force.

また、加熱時間 $t_h=2 \sim 3$ secの場合に、破断荷重 F_B が低下するのは、切欠き底の軸方向にかなり大きな引張の残留応力が発生するためと思われる。しかし、試験片が小径であることもあってき裂発生には至っていない。この理由については現在のところよく

分からない。

ところで、この種の鋼では、従来、加熱・冷却の操作を繰り返すと、われの発生しやすいことが経験的に知られている。そこで、次に、同一条件の加熱・冷却操作を2～3回繰り返すことが試みられた。Fig.2-4 には、その結果もあわせて示されて(×印：2回繰り返し、+印：3回繰り返し) いる。これらの結果によれば、破断荷重は加熱・冷却操作を1回行った場合の約半分に低下したが、曲げ破断後の破面は、ほとんどが切欠き底断面からはずれていた。ところが、 $t_h = 2 \text{ sec}$ 加熱すると、いくつかの試験片の切欠き底に深さ2mm程度のき裂の発生が確認された。

3.2 直径38mmおよび55mm鋼材に対する反復法の検討

前項に述べられたように、複数回の加熱・冷却操作を繰り返すと、き裂発生が観察されるという事実に基づき、反復法の効果がさらに実験的に検討された。実験は1回目の加熱時間 t_1 を2回目の加熱時間 t_2 より長時間に設定するという条件下 ($t_1 > t_2$) で行われた。

Table 2-2 Experimental conditions of double heating process.

Test No.	Diameter of specimen (mm)	Power of heating (kVA)	Combination of heating time	
			t_1 (sec)	t_2 (sec)
1	38	61	4.5-8.0	2.0-4.0
2	38	71	3.0-6.0	2.0-5.0
3	38	91	3.0-5.0	0.5-3.0
4	55	70	5.5-9.0	4.0-7.0
5	55	86	4.0-8.0	2.0-5.0
without heating	38	—	—	—
	55	—	—	—

Table 2-2 は、直径38mmおよび55mm試験片についての実験条件として、試験片寸法、加熱電力と、 t_1 および t_2 の組み合わせ範囲を示すものである。

この実験によってどのような条件のときに切欠き底にき裂が発生するかが把握できた。すなわち、き裂が発生するか否かは、試験片の直径と加熱電力にも依存するが、1回目および2回目の加熱時間 t_1 と t_2 の設定の仕方によるところが大きい。Table 2-3 は、き裂が発生したときの t_1 と t_2 、試験片の曲げによる破断荷重 F_B およびき裂深さを示したものである。

Table 2-3 Breaking test results of double heating process.

Test No.	Diameter of specimen (mm)	Heating time for crack development		Breaking force F_B (tonf)	Crack depth (mm)
		t_1 (sec)	t_2 (sec)		
1	38	5.5-7.0	2.5-3.5	0.8-1.2	2.4-4.0
2	38	4.0-6.0	3.0-4.0	0.8-1.1	2.5-4.0
3	38	3.0-4.0	1.5-2.5	0.7-1.1	3.0-4.0
4	55	6.0-9.0	4.0-6.0	3.0-3.2	4.0-6.0
5	55	5.0-7.0	3.0-5.0	2.8-3.3	4.0-6.5
Without heating	38	—	—	≈ 9.5	—
	55	—	—	≈ 31	—

t_1 および t_2 が表中の組み合わせ範囲内にある場合には、2回目の水冷却過程において音を立ててき裂が発生し、そのき裂は切欠き底全周に生じているのが確認された。また、いずれの加熱電力の場合にも t_1 に比べて t_2 がごく短かい場合には、切欠き底に沿うき裂とともに、試験片軸方向のき裂、いわゆる「たてわれ」も同時に発生することが観察された。なお、

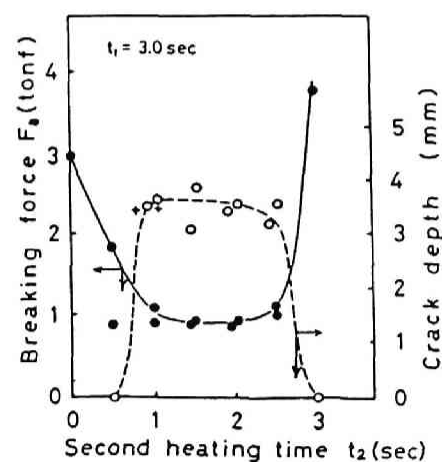


Fig. 2-5 Relations between second heating time and breaking force as well as crack length (38mm dia. specimen, double heating process).

表中の2回目の加熱時間 t_2 の時間範囲では、たてわれの発生は見られない。

Fig.2-5 は条件番号3の下での実験において、 t_1 を 3.0 secに固定し、 t_2 を変化させた場合の t_2 と破断荷重 F_B およびき裂深さとの関係を図示したものである。図中の+印は「たてわれ」が同時に発生したことを示している。Table 2-3 に見られるように、切欠き底に切断に充分と考えられる深さのき裂が発生すると、破断荷重は加熱・冷却操作を加えない場合(Fig. 2-4 の $t_h = 0$ の場合参照) の約 1/8以下(切欠き底断面の公称断面応力: 約16kgf/mm²)に低下し、最終破断時の振動や騒音も極く少ない。「たてわれ」のないときの破断面は切欠き底に沿い、ほぼ平滑である。このように、 $t_1 > t_2$ の2回の加熱・冷却操作を加え、切断に充分なき裂を発生させる方法は、本論文では、以後「反復法」と呼ばれている。

なお、直径55mm試験片の場合には、1回目および2回目の加熱における電力量(加熱電力×加熱時間)は、直径38mm試験片による検討においてき裂が進展した加熱電力と試験片の直径比($\approx 55/38$)の積になるように決定された。

Fig.2-6 は直径38mmおよび55mm試験片の切断面の例を示したものである。なお、直径55mm試験片の場合には、実験した加熱条件範囲内で、1回目の加熱時間が反復法における最適時間 t_1 より短いときに、1回の加熱・冷却操作のみによりき裂が発生することがあった。この加熱条件は反復法での2回目の加熱時間 t_2 の上限に近くなっていた。

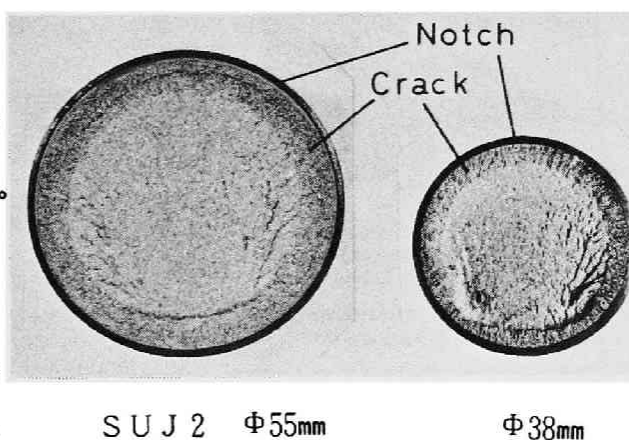


Fig. 2-6 Examples of broken surface, cracks under notches were produced by double heating process.

3.3 反復法におけるき裂発生条件

第3章で説明されるが、反復法により、き裂が発生する1回目および2回目の加熱・冷却条件を試験片の組織面からみると、1回目の加熱・冷却操作では、試験片表面付近が切欠き底に及ばない深さまで焼き入れされており、2回目の加熱・冷却操作では、1回目の操作による焼き入れ部が焼きもどしされていることが考えられる。なお、1回目の加熱・

冷却後の焼き入れ層は、切欠き底より多少内部におよんでも、また、焼きもどし時には、1回目より薄い再焼き入れ層が形成されても、き裂が発生する。

次に、切欠き底にき裂が発生する加熱時間 t_1 , t_2 の間の関係を直径38mmおよび55mmの両試験片の場合について考察するために、単位加熱面積にあたる皮相電力、すなわち加熱電力密度が次のように定義された。

$$\text{加熱電力密度} = \frac{\text{皮相電力}}{\text{加熱用コイルで囲まれる試験片表面積}}$$

Fig.2-7 は横軸に加熱電力密度をとり、縦軸に加熱時間 t_1 , t_2 をとって、き裂が発生する条件範囲を示したものである。1回目および2回目いずれの加熱条件範囲も、試験片直径に関係なく直線状の帯で表され、

同一加熱電力（密度）では $t_1 > t_2$ の関係がある。すなわち、良好な切断面を得るのに必要な深さのき裂を発生させるためには、ある時間内に単位加熱面積あたりに与える電力量を特定の範囲内に収めればよいことがわかる。

なお、参考のために、同図には直径55mm試験片において、1回目の加熱・冷却操作のみで、き裂が発生した加熱時間 t_h の範囲も示されている。

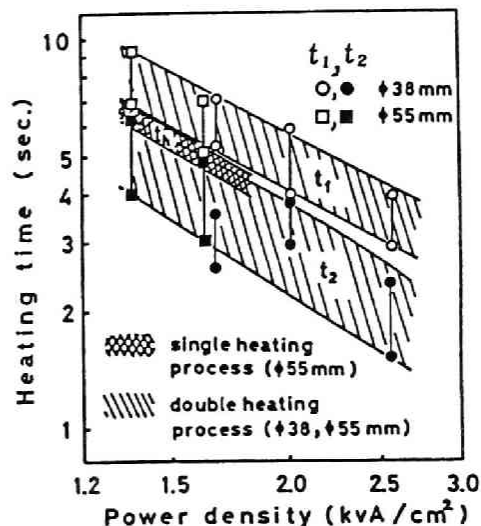


Fig. 2-7 Relations between power density and heating time to be required for sufficient crack development in double heating process.

4. M-G 式装置によるき裂発生を検討

すでに述べられたように、直径55mm試験片では1回の加熱・冷却操作によっても切欠き底にき裂の発生することが認められた。そこで、やや大径の SUJ2 圧延丸棒を用い、より大容量の M-G式装置を使って、1回の加熱・冷却操作により切断に充分なき裂を発生させる加熱条件が検討された。

4.1 直径50mm、60mmおよび70mm鋼材に対する1回法の検討

Table 2-4 は、直径50mm、60mmおよび70mm試験片を用いて行われたき裂発生実験の条件を示したものである。また、Table 2-5 は、この実験結果として水冷却中に音を立てて、き裂が発生した加熱時間の範囲、破断荷重およびき裂深さの範囲を示したものである。

Table 2-4 Experimental conditions of single heating process.

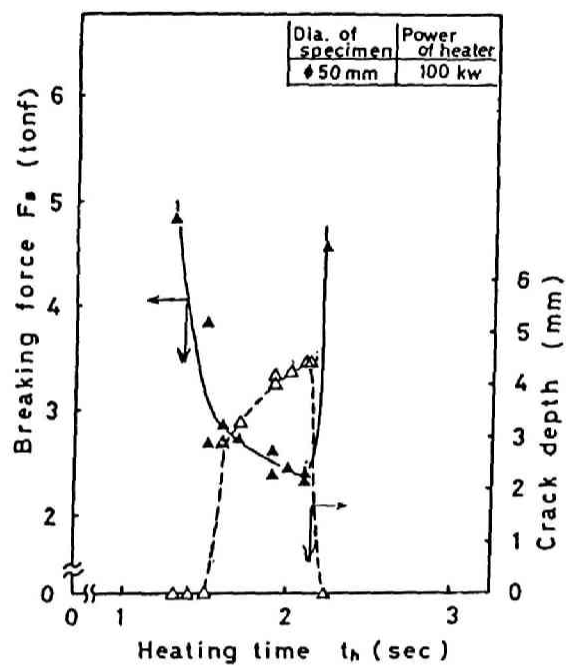
Test No.	Diameter of specimen (mm)	Power of heating (kW)	Range of heating time applied to experiment (sec)
6	50	68	3.0 4.0
7	50	100	1.3 2.3
8	50	115	1.1 - 1.9
9	60	88	2.1 - 3.9
10	60	122	1.2 - 2.8
11	60	142	0.9 - 2.2
12	70	70	3.6 5.6
13	70	105	1.7 3.3
14	70	144	1.2 2.4

Table 2-5 Breaking test results of single heating process.

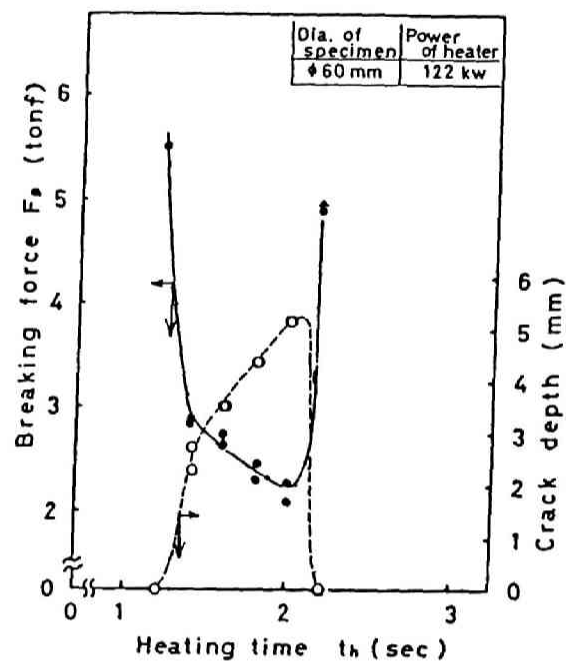
Test No.	Diameter of specimen (mm)	Heating time for crack development (sec)	Breaking force F_B (tonf)	Crack depth (mm)
6	50	3.3 3.8	2.7-2.3	2.5-3.3
7	50	1.6 2.1	2.8-2.3	2.5-4.4
8	50	1.3 1.8	2.9 2.3	2.3-4.2
9	60	2.2 3.2	2.8-2.0	3.0-5.8
10	60	1.4 2.0	2.8-2.2	2.5-5.2
11	60	1.0 1.7	2.9-2.0	2.0-5.3
12	70	4.4 5.2	3.9-3.3	4.5-6.6
13	70	2.2 2.9	4.0-3.2	3.0-5.6
14	70	1.4 1.9	4.2-3.4	3.0-5.3

Fig.2-8 (a), (b) および(c) は、各試験片について加熱時間 t_h とき裂深さの関係および t_h と破断荷重の関係を示したものである。この図によると、 t_h がある値に達するとき裂が発生するが、いずれの直径の試験片においても、切欠き底にき裂が発生する場合には、切欠き底断面での公称曲げ破断応力はき裂のない場合の約150kgf/mm² (Table 2-3 参照) から約 19kgf/mm²以下に低下し、最終破断に伴う振動と騒音も顕著ではない。

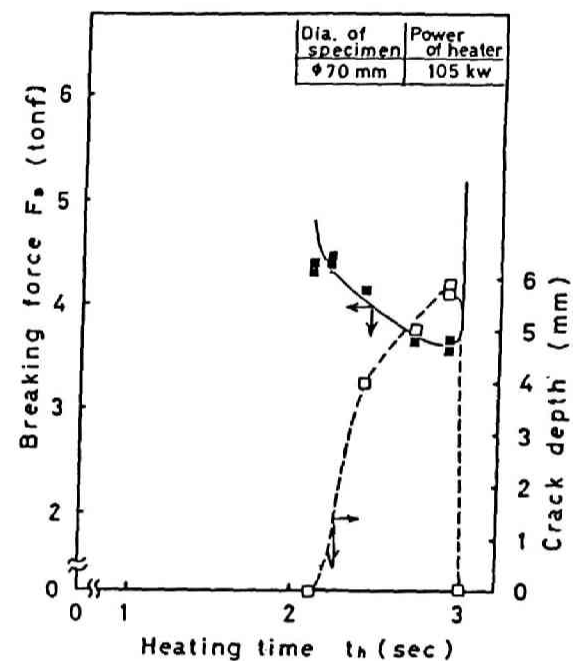
また、破断面は反復法の場合と同様に切欠き底に沿い、おおむね平滑である。このように、1回の加熱・冷却操作により切断に充分なき裂を発生させる方法は、本論文においては、以後「1回法」と呼ばれている。



(a) 50mm dia. specimen



(b) 60mm dia. specimen



(c) 70mm dia. specimen

Fig. 2-8 Relations between heating time and breaking force as well as crack length in single heating process.

4.2 1回法におけるき裂発生条件

1回法でき裂が発生したときの加熱冷却部を組織面からみると、試験片表面に焼き入れ層が形成されない限界付近の加熱・冷却操作を加える場合に相当している。なお、当然のことながら焼き入れ層が形成されてしまうと、き裂は発生しない。この点が反復法の場合と異なっている。

Fig.2-9 は、直径が50mm～70mmの試験片による結果を比較するために、加熱電力密度と切欠き底にき裂の発生する加熱時間との関係を示すものである。き裂の発生する加熱電力密度と加熱時間範囲は、直径50mm以上では試験片直径に関係なく、ほぼ直線状の帯で表されることがわかる。

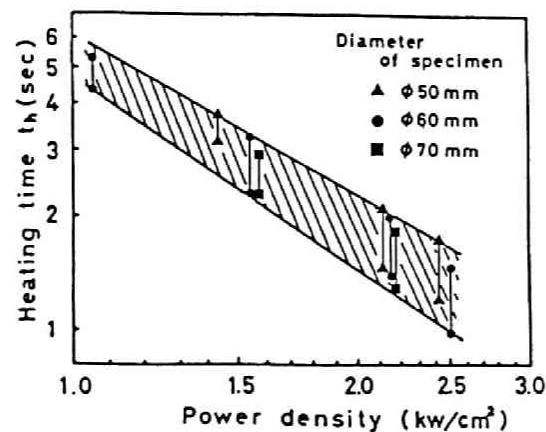


Fig. 2-9 Relation between power density and heating time to be required for sufficient crack development in single heating process.

5. 切断片の形状と鍛造結果

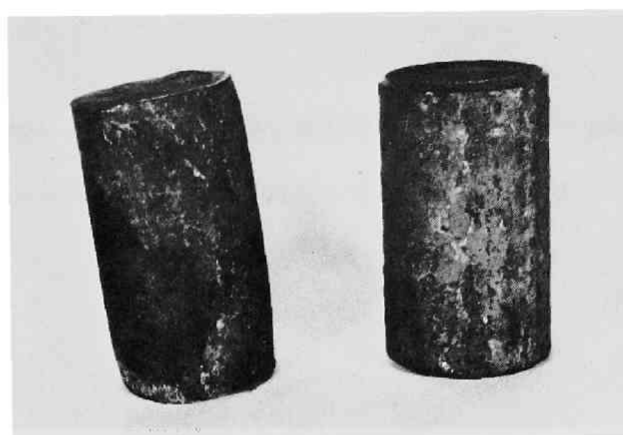
5.1 切断片の形状と重量のばらつき

直径50mmのSUJ2鋼材（圧延のまま）がここで述べた方法により切断された場合と、同じ直径のSUJ2鋼材が球状化焼鈍後、冷間せん断された場合に対して切断片の形状と重量が比較、検討された。

Fig.2-10は両切断法による切断片を、それらの形状を比較するため

に例示したものである。本切断法によるもの（右）は、切断面が軸にほぼ直角であるため垂直に立てた場合、ほとんどぐらつかない。しかし、冷間せん断したものでは面自体がゆがんでいるとともに軸直角ではないので、垂直には立たない。

Table 2-6 は、両切断法による切断片の重量測定結果を示したものである。本切断法は切断片の形状にゆがみが少なく、重量ばらつきも小さい。また、前熱処理が不要等の点で冷間せん断法より優れている。



Cold sheared Double heating method

Fig. 2-10 Comparison of the shape of forging billets cut off by the different methods.

Table 2-6 Comparison of the gravity of forging billets cut off by different methods.

Method	Double heating process	Cold shearing
Number of billets n	100	100
mean weight \bar{x} (grf)	1277	1275
standerd dev. σ (grf)	4.59	6.55
($3\sigma / \bar{x}$) $\times 100$ (%)	1.08	1.54
Max. of weight (grf)	1295	1285
min. of weight (grf)	1260	1210

5.2 試験鍛造の結果

本切断法による切断片（SUJ2、直径50mm）が連続式高周波加熱炉で所定の温度まで加熱されたのち、次の工程によりベアリングレース素材に鍛造された。その工程は、まず、トランスファープレスにより

(1) 据え込み

(2) 押し出し

(3) 打ち抜き

の3工程が行われ、引き続いてローリングミルにより伸展工程が行われベアリングレース素材に成形された。Fig. 2-11 は成形品を示すものである。据え込み工程においては、切断面が軸に直角となるため、据え込み形状が全数正常となり、次工程の型への搬送も確実にであった。

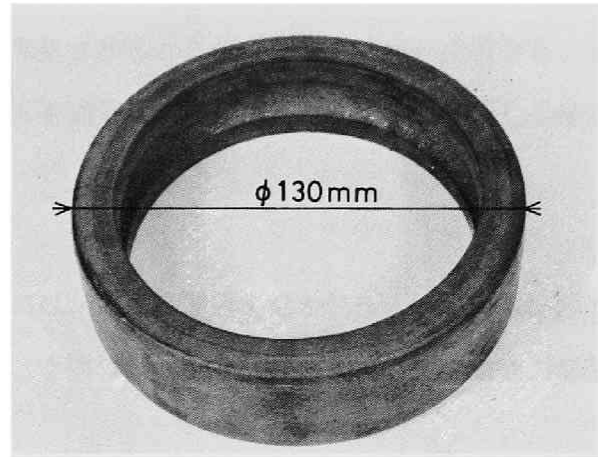


Fig. 2-11 Example of forged article
(Outer race of ball bearing).

6. まとめ

本章では、硬質鋼を圧延状態のまま、破断面が平滑で、かつ、小さい曲げ荷重で切断することを目的として、鋼材表面を急熱急冷し、切欠き底でのき裂を積極的に発生させる方法が検討された。すなわち、直径38mm～70mmの軸受鋼の切断位置に予め環状V切欠きをつけ、切欠き周辺を高周波加熱、水冷却して、切断に十分な深いき裂を発生させる加熱条件が実験的に検証された。その結果の概要は次のようである。

(1) 直径38mm鋼材（SUJ2、圧延のまま）の場合、1回の加熱・冷却操作によって切欠き底にき裂を発生させることはできなかった。しかし、ある加熱条件範囲において切欠き断面の曲げ破断荷重は、かなり低下した。曲げ破断荷重が低下する条件範囲内において、同一条件の加熱・冷却操作を2～3回繰り返すと、破断荷重は操作が1回の場合よりさらに低下し、破断面上に長さ1.8mm程度のき裂がみられる場合もあった。しかし、き裂発生

は不安定であり、破断後の切断面も切欠き底断面をはずれた。

(2) したがって、直径38mm鋼材に、1回目の加熱時間 t_1 が2回目の加熱時間 t_2 より長い加熱・冷却操作を2回繰り返して、切欠き周辺表面を1回目の操作により焼き入れ、2回目の操作によって焼きもどしする反復法の実験が試みられた。その結果、切欠き底に深さ約3～4mmのき裂を確実に発生させることができた。直径55mm鋼材の場合にも、同様の方法で切欠き底に十分な深さのき裂を発生させることができた。いずれの場合も、切欠き底断面の曲げ破断荷重は加熱・冷却操作を加えない場合の約1/8以下に低下し、破断面は切欠き底に沿い、ほぼ平滑であった。

(3) 直径50mm以上のSUS2鋼材の場合には、切欠き周辺表面が焼き入れされない限界付近まで加熱した後、水により急冷すると、1回の操作（1回法）によって、以後の切断に充分なき裂を発生させることができた。

この場合、切欠き底断面における曲げ破断面は、反復法の場合と同様、切欠き底に沿い、ほぼ平滑であった。

(4) 反復法における1回目、2回目ならびに1回法いずれの場合にも、き裂を発生させる表面加熱条件は、単位加熱面積当たりの電力、すなわち、電力密度に対して、ある加熱時間幅をもつ直線的な帯状の範囲で表されることが明らかにされた（Fig.2-5 および Figs.2-8 参照）。反復法は加熱・冷却操作を2回行わなければならないので、1回法と比較して熱量、処理時間に関し不利であるが、き裂発生条件範囲内では、き裂深さがほぼ一定であり、き裂発生には1回法より優れた面を持っている（Fig.2-7および Fig.2-9参照）。

(5) 本方法（1回法、反復法）による切断片は球状化焼鈍後、冷間せん断したものより、形状のゆがみがなく、重量ばらつきも小さいことが明らかにされた。

第3章 反復法、1回法で加熱・冷却された切欠きなし鋼材に生ずる残留応力

1. まえがき

本切断法におけるき裂は、おもに加熱・冷却の過程において、切欠き底断面に発生する軸方向引張残留応力により発生、進展すると考えられる。特に、反復法により生ずる残留応力の発生機構については、検討がほとんどなされていないが、この機構を検討するためには、鋼材の切欠き底断面に発生する残留応力の状況が十分明らかにされる必要がある。ところが、切欠きつき試験片を使って切欠き底およびき裂先端に生ずる残留応力を直接測定することは、切欠き底にき裂が発生することあって極めて困難である。それ故、本研究においては切欠きなし試験片を、切断に適する条件で加熱・冷却し、その断面に発生する残留応力の分布を求める方法が用いられた。本章では、反復法と1回法による最適な加熱・冷却操作を加えた切欠きなし試験片の加熱帯中央断面付近における残留応力および硬さ分布の測定結果と、残留応力発生機構に関する解析的な検討が行われている。

2. 供試材および試験片

供試材は直径38mmおよび55mmの高炭素クロム軸受鋼丸棒（SUJ2、圧延のまま）で、第2章で述べられた切断実験に用いたものと同一ロットの鋼材である。Table 3-1 は、その化学成分を、また、Table 3-2 は引張試験により求めた機械的性質を示したものである。引張試験は、直径55mm鋼材の場合には、JIS 4号引張試験片により、直径38mm鋼材の場合には平行部直径が10mmの引張試験片により実施された。また、Table 3-2 に示す硬さは各引張試験片の端面において測定されたビッカース硬さHvである。

Table 3-1 Chemical compositions of high chromium bearing steel rods tested (wt-%)

Diameter (mm)	C	Si	Mn	Cr	P	S
38	0.97	0.25	0.31	1.42	0.013	0.011
55	0.98	0.25	0.38	1.37	0.011	0.014

Table 3-2 Mechanical properties of high carbon chromium bearing steel rods (as rolled).

Diameter of steel rod (mm)	Hardness Hv(10kgf)	Yield strength σ_y (kgf/mm ²)	Tensile strength σ_B (kgf/mm ²)	Breaking strength of final area σ_T (kgf/mm ²)	Elongation (%)
38	347	71.3	123	132	6.6
55	343	66.2	118	127	6.8

なお、直径が38mmと55mmの鋼材間で降伏強さ（0.2%耐力）には若干の差が見られるが、これは圧延後の冷却状態が直径によって異なるためではないかと思われる。

これらの直径38mmおよび55mmの鋼材から長さ100mmの切欠きなし試験片が切断され、き裂が発生する条件およびき裂が発生しない条件で加熱・冷却されたのち残留応力および硬さ測定に供された。

3. 試験片の加熱・冷却条件

3.1 反復法

この場合の加熱・冷却条件は、第2章で述べられた真空管式装置による反復法の実験結果を参考にして設定された。

Table 3-3 は、残留応力および硬さ測定用切欠きなし試験片の加熱・冷却条件を示したものである。

表中の条件番号3および4は切欠きを有する直径38mmおよび55mm鋼材の切欠き底に、き裂が発生し、良好な切断が可能となる加熱・冷却（1回目、2回目の組み合わせ）条件である（第2章参照）。なお、条件番号1および2は、条件番号3の1回目および2回目に相当する加熱・冷却条件である。

Table 3-3 Heating and cooling conditions of unnotched specimens prepared for residual stress as well as hardness measurement in the case of double heating process.

Condition No.	Diameter of specimen (mm)	Power of heating (kVA)	Heating time		Flow rate of cooling water (ℓ/s)	Cooling time (sec)
			t ₁ (sec)	t ₂ (sec)		
1	38	91	3.0	—	0.7	20
2	38	91	2.0	—	0.7	20
3	38	91	3.0	2.0	0.7	20
4	55	87	6.0	3.0	1.0	20

3.2 1 回法

この場合の加熱・冷却条件は、M-G 式装置によるものでなく、改めて真空管式装置によって行われた実験結果に基づいて設定された（本章末尾の補遺参照）。

Table 3-4 は、これらの加熱・冷却条件を示すものである（条件番号 5～7）。表中の条件番号 6 は、鋼材の切断に最適と思われる条件、すなわち、切欠きがあれば、その底に深さ 3～6 mm のき裂が発生する条件に相当し、また、条件番号 5 および 7 は、それぞれこの条件よりも加熱時間 t_h が短い場合および長い場合に相当する。

Table 3-4 Heating and cooling conditions of unnotched specimens prepared for residual stress as well as hardness measurement in the case of single heating process.

Condition No.	Diameter of specimen (mm)	Power of heating (kVA)	Heating time t _h (sec)	Flow rate of cooling water (ℓ/s)	Cooling time (sec)
5	55	94	3.0	1.0	20
6	55	94	4.5	1.0	20
7	55	94	5.0	1.0	20

4. 硬さおよび残留応力分布の測定方法

4.1 硬さ測定

Table 3-3 および 3-4の示す条件により加熱・冷却された切欠きなし試験片は加熱冷却部を中心にした長さ約40mmの部分がたてわりにされ、この断面上の加熱冷却帯中心線において島津製作所製のマイクロビッカース硬さ計（測定荷重:500gf）により半径方向の硬さ分布が求められた。

4.2 残留応力測定

Table 3-3 および 3-4の示す条件により加熱・冷却された切欠きなし試験片の加熱冷却部中央断面における残留応力分布が測定された。この測定には平行ビームによるX線応力測定装置が用いられた。Table 3-5 は、X線応力測定条件を示したものである。応力測定面へのX線照射範囲は測定応力方向に約2mm、これと直角方向に約4mmの矩形であった。

Table 3-5 Conditions of X-ray stress measurment.

・ X-ray incident	Fixed ϕ 。	・ Irradiation area	2 × 4
・ X-ray beam	Parallel	(mm ²)	
・ Target	Cr	・ Scanning speed of	2
・ Deffraction plane	(211)	detector (deg./min)	
・ Tube voltage (kV)	25	・ Time constant	16
・ Tube current (mA)	8	(sec)	
・ Divergence angle of		・ Count of range	400 ~1000
slit (deg.)	0.35	(cps)	

残留応力は、 $\sin^2\Psi$ 法¹⁾による次式により求められた。

$$\sigma = - \frac{E}{2(1+\nu)} \cot \theta_0 \frac{\partial (2\theta_\psi)}{\partial (\sin^2\Psi)} \quad \text{----- (3-1)}$$

{

 ここに、 σ : 残留応力、 E : 縦弾性係数、 ν : ポアッソン比

 θ_0 : 試料の無ひずみ状態における回折角

 Ψ X線入射角、 $2\theta_\psi$: 任意の入射角 Ψ における回折角
 }

この式において、 E 、 ν および θ_0 は既知である。そこで、試料軸方向応力 σ_z を測定する場合には試料軸方向（ z 方向）、試料円周方向応力 σ_t を測定する場合には試料円周方向（ t 方向）と試験片表面法線とを含む面内において、 X 線入射角 Ψ が 0° 、 15° 、 30° および 40° の場合の回折曲線から $2\theta_\psi$ が求められた。その結果、 $2\theta_\psi$ と、 $\sin^2\Psi$ とはほぼ直線関係にあることが明らかにされた。この直線の傾き $(=\partial(2\theta_\psi)/\partial(\sin^2\Psi))$ を（3-1）式に代入すれば、試験片表面の σ_z および σ_t を求めることができる。表面の σ_z および σ_t の測定の後、試験片の表面を全周にわたって薄層除去し、新表面で再び σ_z および σ_t を測定し、この操作を繰り返すことによって加熱冷却部中央断面の残留応力分布が求められる。この場合、薄層の除去は予め所定の直径近くまで30%硝酸水溶液により化学的に腐食したのち、三酸化クロムの正リン酸飽和溶液による電解研磨により行われ、その表面は鏡面に近い状態に仕上げられた。

薄層が除去された後の新表面での残留応力値は薄層除去前の残留応力値とは異なる。したがって、除去が行われていない初期の残留応力分布を求めるためには、薄層を除去することによる残留応力の解放を考慮して、測定された応力値に補正が行われなければならない。補正は、平・吉岡の方法²⁾により行われ、その補正法の概要は以下のようなものである。

初期の試験片の半径を R_0 とする。一般に、 k 回の薄層除去が行われたときの半径を R_k （ $k=1, 2, \dots, n$ ）とする。薄層除去が行われるたびに、その表面での応力成分 σ_z および σ_t が測定され得る。 k 回の薄層除去を行ったときの新表面での測定値を $\sigma_{k,z,x}$ （ z 方向）、 $\sigma_{k,t,x}$ （円周方向）と書くことにする。なお、 $\sigma_{k,r,x}$ （半径方向）は常に零である。

さて、半径 R_0 の円柱表面から k 回の薄層除去を行って半径が R_k になったとする。除去が全く行われていないとき（半径が R_0 のとき）の R_k における残留応力 $\sigma_{k,i}$ （ $i=z, t, r$ ）と円柱半径 R_k まで薄層除去されたときの測定応力 $\sigma_{k,i,x}$ との関係が、

$$\sigma_{k,i,x} = \sigma_{k,i} + \sum_{k=1}^{k-1} \Delta \sigma_{k,i} \quad (i = z, t, r; \sigma_{k,r,x} = 0) \quad \text{----- (3-2)}$$

によって与えられることを前提として、応力補正が行われている。ここで、 $\Delta \sigma_{k,i}$ は円柱半径が R_{k-1} から R_k まで薄層除去によって残留部に生じる応力解放値（応力の変化量）である。この式によると R_0 から R_1 、 R_{k-1} から R_k まで薄層除去を行うたびに解放される応力の総和を、 R_k での測定値 $\sigma_{k,i,x}$ （ $i=z, t, r$ ）から差し引いた量が、除去が行われていない状態（半径が R_0 の状態）での真の残留応力 $\sigma_{k,i}$ （ $i=z, t, r$ ）に等

しいことになっている。すなわち、
 R_0 から R_k まで薄層除去されるた
 びに解放される応力が、円柱の中心
 軸から除去表面まで一様に加算され
 ることを許容していることになる。
 換言すれば、薄層除去によって、応
 力値は変化するが、応力分布の半径
 方向勾配は変化しないという前提を
 設けていることになる (Fig.3-1 参
 照)。

まず、 R_{k-1} から R_k まで薄層除
 去したときの軸方向 (Z方向) の応
 力解放値 $\Delta \sigma_{k,z}$ は一般には、

$$\int_0^{R_k} \Delta \sigma_{k,z} 2\pi r dr = \int_{R_k}^{R_{k-1}} \sigma_z 2\pi r dr$$

の関係が成立するが、 $\Delta \sigma_{k,z}$ は円柱の中心軸から R_k まで一様であるという前提に基づ
 くと、 $\Delta \sigma_{k,z}$ は r に依存しない。よって、上式から

$$\Delta \sigma_{k,z} = \frac{2}{R_k^2} \int_{R_k}^{R_{k-1}} \sigma_z r dr \quad (k = 1, 2, \dots, n) \quad \dots (3-3)$$

が得られる。

次に、円周方向および半径方向の応力解放値 $\Delta \sigma_{k,t}$ および $\Delta \sigma_{k,r}$ を定式化してみ
 る。これは円柱の釣合方程式、

$$\frac{d \sigma_r}{d r} + \frac{\sigma_r - \sigma_t}{r} = 0 \quad ; \quad d(r \cdot \sigma_r) = \sigma_t dr \quad \dots (3-4)$$

から決定することができる。上式を R_k から R_{k-1} まで定積分すると、

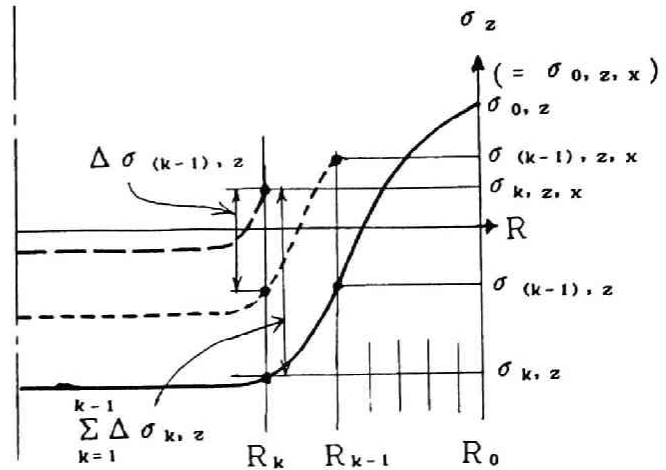


Fig. 3-1 Correction method of residual stress distribution.

$$R_{k-1} \sigma'_{(k-1),r} - R_k \sigma'_{k,r} = \int_{R_k}^{R_{k-1}} \sigma_t dr$$

となる。ここに、 $\sigma'_{(k-1),r}$ は R_{k-1} まで薄層除去された状態での半径方向の表面応力を示し、その値は0である。したがって、上式は、

$$\sigma'_{k,r} = - \frac{1}{R_k} \int_{R_k}^{R_{k-1}} \sigma_t dr \quad \text{----- (3-5)}$$

と書ける。 $\sigma'_{k,r}$ は、半径が R_{k-1} まで薄層除去されたときの R_k での半径方向応力である。したがって、さらに半径 R_k まで薄層除去されると、 $\Delta \sigma_{k,r}$ の応力が解放され、それを $\sigma'_{k,r}$ に加算したものがこのときの表面での半径方向応力で、

$$\sigma'_{k,r} + \Delta \sigma_{k,r} = 0$$

の関係を満たす。よって、次式、

$$\Delta \sigma_{k,r} = \frac{1}{R_k} \int_{R_k}^{R_{k-1}} \sigma_t dr \quad \text{----- (3-6)}$$

が得られる。

さて、半径が R_{k-1} まで薄層除去されたときの R_k での円周方向の応力を $\sigma'_{k,t}$ とすると、(3-4) 式から、次の関係、

$$\left(\frac{d \sigma_r}{d r} \right)_{r=R_k} = - \frac{\sigma'_{k,r} - \sigma'_{k,t}}{R_k} \quad \text{----- (3-7)}$$

を得る。他方、半径が R_k まで薄層除去されると表面での半径方向応力が0であるから、次式が成立する。

$$\left(\frac{d \sigma_r}{d r} \right)_{r=R_k} = \frac{\sigma_{k,t,x}}{R_k} \quad \text{----- (3-8)}$$

よって、(3-7) 式と (3-8) 式から、次の関係

$$\sigma'_{k,r} = \sigma'_{k,t} - \sigma_{k,t,x} \quad \text{----- (3-9)}$$

を得る。ところで、 R_{k-1} まで薄層除去したときの R_k での円周方向応力 $\sigma'_{k,t}$ が R_k ま
で薄層除去されると、 $\Delta \sigma_{k,t}$ の応力解放を生じ、円周方向応力は $\sigma'_{k,t} + \Delta \sigma_{k,t}$ に変
わる。それを測定しているので、

$$\sigma_{k,t,x} = \sigma'_{k,t} + \Delta \sigma_{k,t}$$

の関係が成立する。よって、 $\Delta \sigma_{k,t}$ は (3-5) 式と (3-9) 式から

$$\Delta \sigma_{k,t} (= -\sigma'_{k,r}) = \frac{1}{R_k} \int_{R_k}^{R_{k-1}} \sigma_t dr (= \Delta \sigma_{k,r}) \cdots (3-10)$$

で与えられる。

さて、 n 回の薄層除去によって、円柱の半径は $R_0, R_1, R_2, \dots, R_n$ と変化する。
ここで、円柱の半径が R_n になったときの応力補正式を求める。半径が R_{n-1} のときの表
面応力は測定値 $\sigma_{(n-1),i,x}$ ($i = z, t, r$) に等しく、そのときの R_n での応力は

$$\sigma_{n,i} + \sum_{k=1}^{n-1} \Delta \sigma_{k,i} \quad (i = z, t, r)$$

である。したがって、 R_{n-1} と R_n 間での平均応力 $\bar{\sigma}_i$ を 3 方向について書くと、

$$\left. \begin{aligned} \bar{\sigma}_z &= \frac{1}{2} \left(\sigma_{(n-1),z,x} + \sigma_{n,z} + \sum_{k=1}^{n-1} \Delta \sigma_{k,z} \right) \\ \bar{\sigma}_t &= \frac{1}{2} \left(\sigma_{(n-1),t,x} + \sigma_{n,t} + \sum_{k=1}^{n-1} \Delta \sigma_{k,t} \right) \\ \bar{\sigma}_r &= \frac{1}{2} \left(0 + \sigma_{n,r} + \sum_{k=1}^{n-1} \Delta \sigma_{k,r} \right) \end{aligned} \right\} \cdots (3-11)$$

となる。そうすると、(3-3)式、(3-6)式および(3-10)式から

$$\begin{aligned} \Delta \sigma_{n,z} &= \frac{2}{R_n^2} \int_{R_n}^{R_{n-1}} \sigma_z r dr \approx \frac{2}{R_n^2} \int_{R_n}^{R_{n-1}} \bar{\sigma}_z r dr \\ &= \frac{R_{n-1}^2 - R_n^2}{R_n^2} \bar{\sigma}_z \cdots (3-12) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}\Delta \sigma_{n,t} = \Delta \sigma_{n,r} &= \frac{1}{R_n} \int_{R_n}^{R_{n-1}} \sigma_t dr \approx \frac{1}{R_n} \int_{R_n}^{R_{n-1}} \bar{\sigma}_t dr \\ &= \frac{R_{n-1} - R_n}{R_n} \bar{\sigma}_t \quad \cdots \cdots \cdots (3-13)\end{aligned}$$

の関係が得られる。他方、(3-2)式から

$$\Delta \sigma_{n,z} = \sigma_{n,z,x} - \sigma_{n,z} - \sum_{k=1}^{n-1} \Delta \sigma_{k,z}$$

が成立するので、これと(3-12)式を関連させると、

$$\begin{aligned}\sigma_{n,z} &= \frac{2R_n^2}{R_{n-1}^2 + R_n^2} \sigma_{n,z,x} - \frac{R_{n-1}^2 - R_n^2}{R_{n-1}^2 + R_n^2} \sigma_{(n-1),z,x} \\ &\quad - \sum_{k=1}^{n-1} \Delta \sigma_{k,z} \quad \cdots \cdots \cdots (3-14)\end{aligned}$$

が得られる。また、次の関係、

$$\begin{aligned}\Delta \sigma_{n,t} &= \sigma_{n,t,x} - \sigma_{n,t} - \sum_{k=1}^{n-1} \Delta \sigma_{k,t} \\ &= \frac{R_{n-1} - R_n}{2R_n} (\sigma_{(n-1),t,x} + \sigma_{n,t} - \sum_{k=1}^{n-1} \Delta \sigma_{k,t}) \quad \cdots \cdots (3-15)\end{aligned}$$

から((3-2)式参照)、

$$\begin{aligned}\sigma_{n,t} &= \frac{2R_n}{R_{n-1} + R_n} \sigma_{n,t,x} - \frac{R_{n-1} - R_n}{R_{n-1} + R_n} \sigma_{(n-1),t,x} \\ &\quad - \sum_{k=1}^{n-1} \Delta \sigma_{k,t} \quad \cdots \cdots \cdots (3-16)\end{aligned}$$

を得る。同様に、(3-10)式から $\Delta \sigma_{n,r} = \Delta \sigma_{n,t}$ であるから、半径方向に対しては(3-2)式により、

$$\sigma_{n,r} = -\Delta \sigma_{n,t} - \sum_{k=1}^{n-1} \Delta \sigma_{k,t}$$

が成立する。よって、(3-15)式および(3-16)式を上式に適用すると、次式、

$$\sigma_{n,r} = - \frac{R_{n-1} - R_n}{R_{n-1} + R_n} (\sigma_{n,t,x} + \sigma_{(n-1),t,x})$$

$$- \sum_{k=1}^{n-1} \Delta \sigma_{k,t} \dots\dots\dots (3-17)$$

が得られる。

なお、 $\sum_{k=1}^{n-1} \Delta \sigma_{k,i} = \sigma_{(n-1),i,x} - \sigma_{(n-1),i}$ の関係が成立するので、その関係を

(3-14)式、(3-16)式および(3-17)式に用いると、

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{n,z} &= \frac{2R_n^2}{R_{n-1}^2 + R_n^2} \sigma_{n,z,x} - \frac{R_{n-1}^2 - R_n^2}{R_{n-1}^2 + R_n^2} \sigma_{(n-1),z,x} \\ &\quad - (\sigma_{(n-1),z,x} - \sigma_{(n-1),z}) \\ \sigma_{n,t} &= \frac{2R_n}{R_{n-1} + R_n} \sigma_{n,t,x} - \frac{R_{n-1} - R_n}{R_{n-1} + R_n} \sigma_{(n-1),t,x} \\ &\quad - (\sigma_{(n-1),t,x} - \sigma_{(n-1),t}) \\ \sigma_{n,r} &= - \frac{R_{n-1} - R_n}{R_{n-1} + R_n} (\sigma_{n,t,x} + \sigma_{(n-1),t,x}) \\ &\quad - (\sigma_{(n-1),t,x} - \sigma_{(n-1),t}) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3-18)$$

となる。

なお、研磨が行われていない初期の表面応力 ($n = 0$ に相当) は $\sigma_{0,z} = \sigma_{0,z,x}$ および $\sigma_{0,t} = \sigma_{0,t,x}$ である。よって、3軸の応力は (3-18) 式から漸化的に決定できる。

5. 硬さおよび残留応力分布の測定結果

5.1 反復法

5.1.1 硬さ分布

Fig.3-2 はTable 3-3 の条件番号 1~4 の加熱・冷却操作を加えた切欠きなし試験片の硬さ分布を示したものである。図中の各曲線の番号は条件番号と対応する。

曲線 No.1 は直径38mm試験片の中央部を3.0 sec 加熱した後、20 sec間コイル内面からの水噴射により冷却した場合(反復法による供試材の切断に適する加熱・冷却条件の第1回目)に相当)のものである。表面から深さ約0.5 mmまでの範囲では硬さが約850 で、ほぼ一

定値を示し、そこから直線的に降下し、深さ0.9mm 付近でもとの硬さとなる。硬さが500以上の部分を焼入れ層とすれば、この場合、焼入れ層厚さは0.7 ~0.8mm となる。

高周波加熱は、試験片表面層に流れる誘導電流による発熱を利用した加熱方法であるから、表面ほど温度が高くなる。したがって、焼入れすると試験片の表面層に焼入れ層が形成される。加熱冷却部中心線上での組織観察によれば、表面から約0.5mm の深さまでは、ほぼ全面がマルテンサイト、焼入れ層と非焼入れ部の境界、すなわち、硬さが減少する範囲では、マルテンサイトとパーライトとが混在する組織となっていた。また、非焼入れ部はフェライト、パーライト組織であった。

曲線No.2は直径38mm試験片の中央部を2.0 sec 加熱した後、水冷却した場合(反復法による供試材の切断に適する加熱・冷却条件の第2回目に相当) のものである。硬さは加熱・冷却する前とほとんど変化していない。しかし、表面でわずかに低下し、表面から0.5mm の深さで約360 となっていた。これは試験片表面ほど加熱温度が高いため、軟化の効果があつたものと考えられる。

曲線No.3は、直径38mm試験片に対し、条件No.1および2 の加熱・冷却操作を連続して加えた場合のものである。1回目の加熱・冷却操作により、焼入れ硬化した表面から 0.7

~0.8mm の範囲では2回目の加熱・冷却操作後、硬さが表面付近で約400、深さ0.5 ~0.6mm の範囲では約500 に低下している。その内部では、さらに硬さが低下し、深さ1mm以上ではもとの硬さとなった。すなわち、条件番号3の操作は1回目の操作で形成された焼入れ層が、2回目の操作で焼もどしされたことになる。この場合、表面ほど加熱温度が高いため、硬さの低下が大きくなっている。また、焼もどし後、最大の硬さを示す深さは、1回目の操作後における焼入れ層の

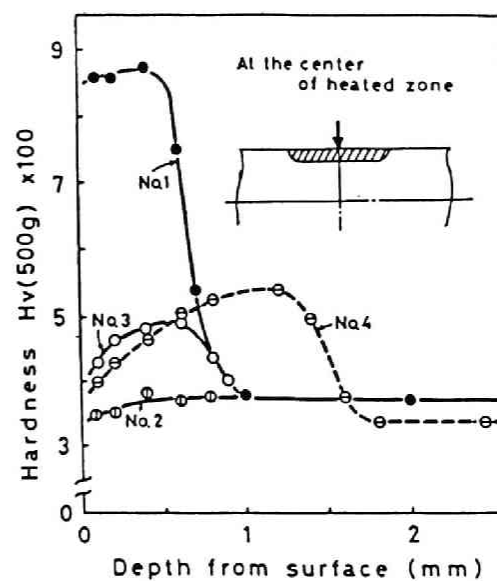


Fig. 3-2 Hardness distributions on the longitudinal section of the specimens at the center of heated zone in the case of double heating process.

硬さが低下し始める深さに一致している。

曲線No.4は直径55mm鋼材の切欠き底に、き裂が発生する加熱・冷却操作（1回目および2回目の組み合わせ）を加えた場合である。硬さは表面で約400、深さ1.2mm付近で最大値約540となる。また、その内部では硬さが低下し、深さ1.5mm以上ではもとの硬さとなっている。この硬さ分布形は、条件番号3の場合とよく似ており、1回目の操作で形成された表面の焼入れ層が、2回目の操作で焼もどしされた状態となっている。

5.1.2 残留応力分布

Table 3-6 は、条件番号3の加熱・冷却操作（1回目および2回目の組み合わせ）を加えた試験片について、加熱冷却部中央断面における軸方向、円周方向および半径方向の残留応力の実測値および補正值を示したものである。

Fig.3-3(a)～(d) はそれぞれ Table 3-4 に示された条件番号1～4の加熱・冷却操作を加えた試験片における軸方向、円周方向の残留応力分布を示したものである。

まず、Fig.3-3(a)は条件番号1の操作、すなわち反復法の1回目の操作を単独に加えた場合のものである。試験片表面に形成された焼入れ層における応力は軸方向、円周方向、いずれも約100kgf/mm²の圧縮応力である。そこから内部に向かって硬さが急減する範囲で応力は急増し、深さ1mm付近では引張、それより内部の深さ3mm付近でこの引張応力は最大値約35kgf/mm²を示している。さらに内部へ向かってゆるやかに減少し、深さ6mm以上では再び圧縮となる。

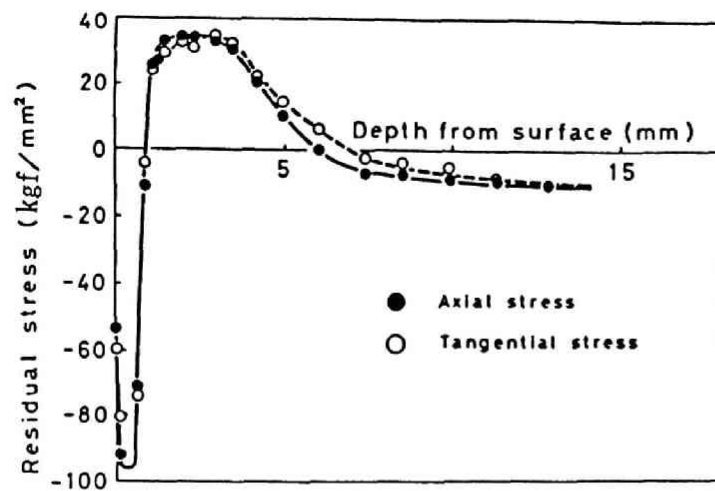
Fig.3-3(b)は条件番号2の場合、すなわち反復法の2回目の操作を単独に加えた場合のものである。表面から深さ4mmの範囲では、軸方向、円周方向ともに引張応力が作用し、特に深さ1mm付近で最大を示し、35～40kgf/mm²となっている。そこから内部にかけて、ゆるやかに減少し、深さ4mm以上では再び圧縮応力となっている。

Fig.3-3(c)は条件番号3の操作、すなわち上記条件番号1および2の二つの操作を重ねて加えた場合の残留応力分布を示したものである。表面付近では大きな引張応力を示し、中心部に向かって急激に低下し、圧縮応力に変化する分布である。特に、2回目の操作で、硬さが約800 から 400～500 に低下する範囲、すなわち、表面から 0.5～0.6mm の範囲では、2回目の操作前の圧縮応力状態（Fig.3-3(a) 参照）から引張応力状態に逆転し、軸方向および円周方向ともに80～100kgf/mm²の引張応力が残留している。その内部の、硬さが 500から供試材の硬さに低下する範囲では、2回目の操作前と大きな変化は起らず、応

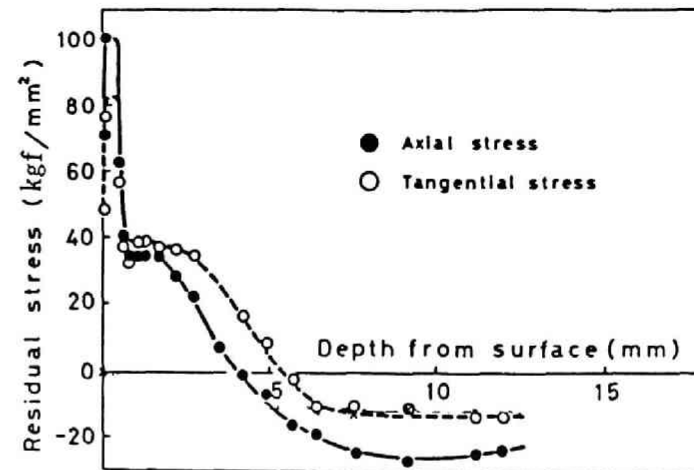
力は約40kgf/mm² である。さらに、中心部へ向かってゆるやかに減少し、4 ～5mm 以上の深さで圧縮となっている。

Table 3-6 Measured and corrected residual stress on the transverse section of 38mm dia. unnotched specimen heat treated by double heating process (Condition No.3).

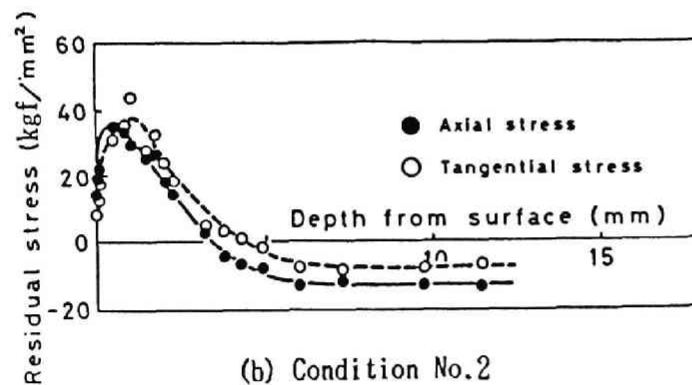
Depth from surface (mm)	Residual stress (kgf/mm ²)				
	Axial direction		Tangential direction		Rad. dir.
	Measured value	Corrected value	Measured value	Corrected value	Corrected value
0.0	39.7	39.7	32.0	32.0	0.0
0.02	49.5	49.4	48.0	48.0	0.0
0.04	61.4	61.2	50.1	50.0	-0.1
0.07	69.6	61.2	60.8	60.6	-0.2
0.10	100.1	99.4	76.1	75.8	-0.3
0.52	66.0	61.7	57.9	56.1	-1.8
0.68	44.9	40.0	39.0	37.0	-2.0
0.79	39.4	33.7	34.6	32.2	-2.4
0.92	45.7	39.4	44.2	41.6	-2.6
1.07	41.5	34.5	41.1	38.1	-3.0
1.33	42.8	34.5	42.3	38.7	-3.6
1.69	44.9	34.8	41.6	37.1	-4.5
2.19	41.0	28.5	41.6	35.9	-5.7
2.69	37.0	32.1	41.2	34.3	-6.9
3.48	24.8	6.9	26.0	17.5	-8.6
4.17	18.9	-1.0	24.1	14.4	-9.7
4.89	15.0	-6.5	18.3	7.6	-10.1
5.67	6.9	-15.8	8.9	-2.6	-11.5
6.44	4.0	-19.4	1.0	-10.8	-11.8
7.60	-1.1	-24.8	0.0	-11.8	-11.8
9.16	-3.2	-26.2	-0.9	-12.6	-11.7
11.18	-2.8	-24.5	-4.8	-15.9	-11.1
12.01	-2.9	-24.0	-3.5	-14.2	-10.7



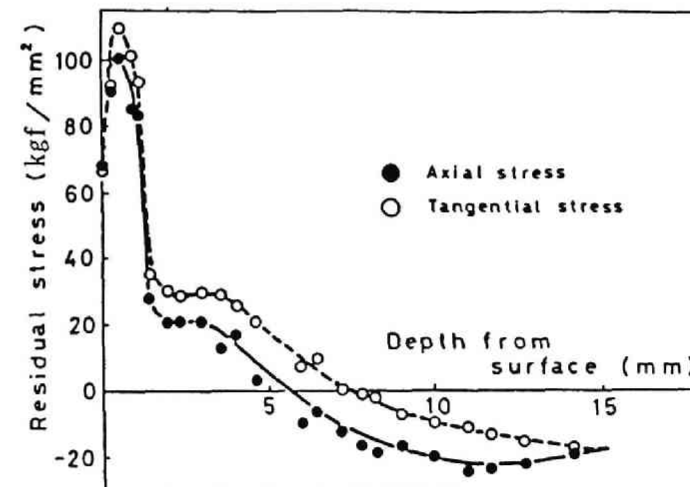
(a) Condition No.1



(c) Condition No.3



(b) Condition No.2



(d) Condition No.4

Figs. 3-3 Residual stress distributions on the transverse section of unnotched specimen at the center of heated zone.

Fig.3-3(d) は、条件番号4の加熱・冷却操作を加えた直径55mm試験片の加熱冷却部中央断面における残留応力分布を示したものである。1回目の操作で形成された厚さ約1.4mmの焼入れ層は、2回目の操作で焼もどしされ、その硬さが400~550となっており、そこには、軸方向、円周方向ともに約100kgf/mm²の引張応力が残留している。さらに、その内部で応力は約30kgf/mm²に急減したのち、中心部に向かってゆるやかに減少し、5~7mmの深さで圧縮応力となっている。この応力分布は、硬さ分布と同様に条件番号3の場合(Fig.3-3(a)参照)とよく似た分布となっている。

5.2 1回法

5.2.1 硬さ分布

Fig.3-4はTable 3-5に示されている条件番号5、6および7の加熱・冷却操作を加えた試験片の硬さ分布を示したものである。

なお、図中の各曲線の番号は条件番号に対応する。このうち曲線No.6が1回法により供試材の切欠き底に、き裂が発生する場合に相当する。

曲線No.5および6の場合、表面下約1mm以上の深さで、硬さが約360となっている。表面付近では硬さが低下しているが、これは加熱時に表面ほど高温になるので、軟化の効果が現れたものと思われる。

一方、曲線No.7の場合、表面から深さ1mm付近まで硬さが800~850に達し、厚さ約1.2mmの焼入れ硬化層が形成されており、表面下1.4mm付近ではもとの硬さになっている。

5.2.2 残留応力分布

Table 3-7は、参考のために、条件番号6の加熱・冷却操作を加えた試験片における残

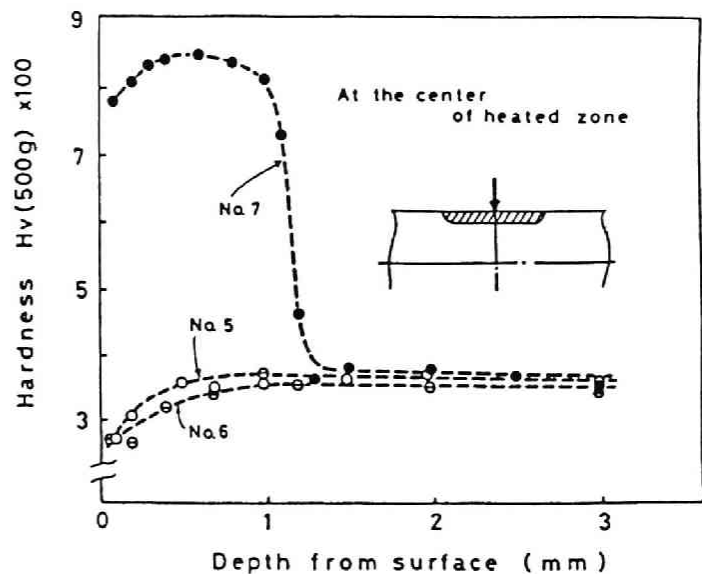
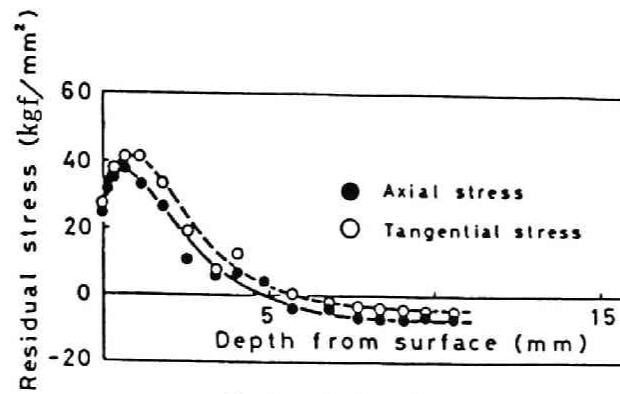


Fig. 3-4 Hardness distributions on the longitudinal section of unnotched specimens at the center of heated zone in the case of single heating process.

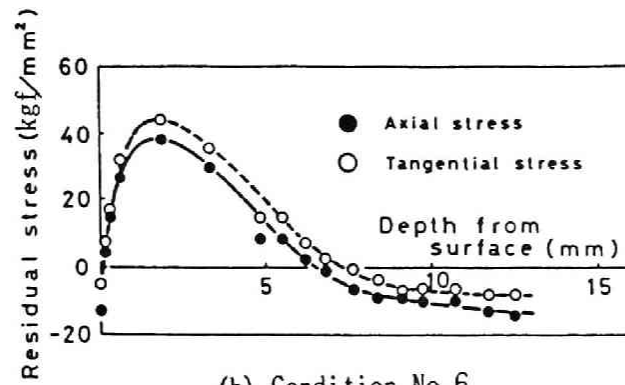
留応力の実測値および補正值を一覧表にして示したものである。Fig.3-5(a)～(c) は、それぞれ条件番号5～7の加熱・冷却操作を加えた試験片により測定した残留応力の分布を示したものである。

Table 3-7 Measured and corrected residual stress on the transverse section of 55mm dia. unnotched specimen heat treated by single heating process (Condition No.6).

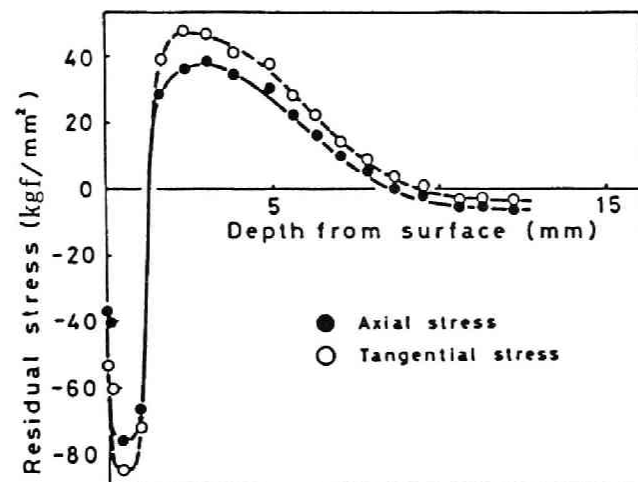
Depth from surface (mm)	Residual stress (kgf/mm ²)				
	Axial direction		Tangential direction		Rad. dir.
	Measured value	Corrected value	Measured value	Corrected value	Corrected value
0.0	-13.4	-13.4	-5.5	-5.5	0.0
0.15	5.9	4.0	7.6	7.6	0.0
0.31	14.6	14.5	17.3	17.2	-0.1
0.59	27.2	26.7	32.5	32.2	-0.3
1.87	41.9	37.9	45.9	43.9	-2.0
3.31	37.9	29.8	40.1	35.6	-4.5
4.81	20.4	8.6	21.7	15.3	-6.4
5.49	21.6	8.5	22.4	15.3	-7.1
6.19	17.2	2.9	15.1	2.4	-7.7
6.87	14.4	-0.9	10.4	2.3	-8.1
7.64	9.3	-7.9	8.0	-0.5	-8.5
8.38	7.9	-9.0	5.3	-3.4	-8.7
9.05	8.4	-9.1	2.1	-6.8	-8.9
9.71	7.4	-10.6	2.9	-6.0	-8.9
10.76	8.7	-10.3	3.1	-6.0	-9.1
11.69	6.7	-13.2	1.5	-7.8	-9.3
12.52	6.5	-14.1	1.3	-8.0	-9.3



(a) Condition No.5



(b) Condition No.6



(c) Condition No.7

Fig. 3-5 Residual stress distributions on the transverse section on the unnotched specimens at the center of heated zone in the case of single heating process.

Fig.3-5(a)および(b) は条件番号5および6 の操作により発生する残留応力分布を示したものである。両者の分布はよく似ており、表面付近で軸方向、円周方向ともに引張応力、内部では中心に向かってゆるやかに減少し圧縮の応力となっている。また、応力は深さ 1～2mm で最大値を示し、その値は約40kgf/mm² となっている。これら両者を比べると表面付近の引張応力の発生範囲は異なっている。すなわち、き裂の発生条件を満たす条件番号6の場合は、表面下 7～7.5mm、それに対して条件番号5の場合（き裂は発生しない）は5～5.5mm となっている。条件番号6の方がわずかであるが、深く（ほぼ2mm）なっている。この発生範囲の差が、き裂発生 of 駆動力に直接関係しているかどうかについては現在のところよくわからないので、今後の課題と考えている。

Fig.3-5(c)は、条件番号7の操作により発生する残留応力分布を示したものである。図からわかるように、表面に形成された焼入れ層で応力は軸方向および円周方向ともに約80kgf/mm² の圧縮応力、焼入れ層の硬さが供試材の硬さに低下する範囲で急増して引張応力に移行し、表面から約 3mmの深さで最大値約40kgf/mm² となっている。そこから内部に向かって応力はゆるやかに減少し、表面下約8mm の深さで再び圧縮応力となっている。

6. 残留応力発生機構の考察

6.1 1回法

まず、1回法の条件番号6の場合（Fig.3-5(b)）の残留応力の発生機構を、簡単のため、鋼材の軸方向のみについてFig.3-6 を用いて考察すれば、次のようになる。

鋼材の加熱は表面層の急速加熱であるため、表面付近は内部に比べて高温となる。表面付近は熱膨張し、軸方向に伸びようとするが、温度の低い中心部によって拘束されているので、実際にはほとんど伸びることができない。そのため、表面付近には圧縮の弾性応力（熱応力）が発生し弾性変形する（図中の①参照）。表面付近の温度がさらに上昇すると、変形抵抗が低

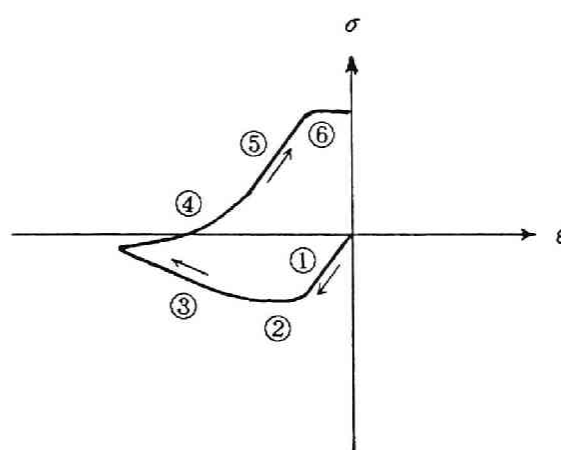


Fig. 3-6 Diagram of $\sigma - \epsilon$ during heating and cooling in the case of single heating process.

下しはじめ、表面付近は圧縮の熱応力により降伏（図中の②参照）し、これ以後最高温度に達するまで圧縮方向に塑性変形して行く（図中の③参照）。このとき、体積一定の条件下で変形するとすれば、鋼材の半径は大きくなる。表面付近の温度が最高点に達したのち、水冷却が始まると表面付近は温度低下に伴い収縮しはじめる（図中の④参照）が、なお、比較的温度が高いので塑性的に伸ばされる。温度が低下するにつれて、表面付近の変形抵抗が回復し、変形は弾性的となり、引張の弾性応力が発生しはじめる（図中の⑤）。さらに冷却が進むと、表面付近の引張応力は大きくなり、表面付近は引張方向に再降伏する（図中の⑥参照）。降伏後は応力の上昇がゆるやかになり、完全冷却後に残留する応力は表面付近で約40kgf/mm²の引張応力になる。

すなわち、1回法においてき裂発生の原動力となるのはこの引張残留応力と思われる。

ここで、条件番号5の場合についても若干ふれると、この場合は条件番号6の場合と比べて、表面の加熱温度が少し低いため、高温時の塑性変形を生じる深さおよび塑性変形量共に条件番号6の場合よりも小さい。しかし、冷却後に発生する引張残留応力の最大値が同じく約40kgf/mm²となっていることを考えると、冷却時にも鋼材の表面付近は条件番号6の場合と同様に引張応力により再降伏しているものと思われる。

6.2 反復法

次に、反復法の条件番号3および4の場合を考える。

まず、1回目の操作で鋼材の表面に焼入れ層が形成される場合の応力発生機構に関する考察は以下のようなものである。この場合、6.1 項の1回法のき裂発生条件による場合と比べて、表面温度がより高くなり、焼入れ可能な温度に達している。表面の温度が高いため、鋼材内部への伝導熱量も多くなって鋼材は、より内部まで加熱されることになる。

次に、この状態から水冷却が始まる。もし、マルテンサイト変態が生じないとすれば、6.1 項の場合と同様の機構で表面で引張、内部で圧縮の残留応力が発生する。しかし、本条件の場合は、硬さ分布から見ても明らかなように焼入れ層が形成されており、マルテンサイト変態が生じているので、変態による膨張ひずみ³⁾がさらに重畳する。すなわち焼入れ層では、熱ひずみとしての塑性縮みと変態ひずみとしての伸びが重なるが、変態ひずみの絶対値の方が大きく、結果として伸びが残留する。

結局、これらの伸び、縮みが中心部および各層相互に拘束しあい、Fig.3-3(a)に示された条件番号1の操作による残留応力分布になるものと考えられる。

次に、2回目の操作の場合には、硬さ分布からみて1回目の操作により生じた焼入れ層が焼もどしされ、マルテンサイト変態による膨張が除去される操作と考えることができる。試験片表面付近は、2回目の操作により焼もどしされても、硬さが、なお、400~550と比較的高く、しかも結晶が細かい。このことは、この部分の降伏点が圧延のままのフェライト、パーライト組織にくらべて、はるかに高いことを示している。2回目の加熱によって、焼入れ層のみならず、これに接する熱残留ひずみを持つ部分の応力も再分布するであろうが、表面付近には、おもに1回目の加熱時の塑性縮みに対応する大きな引張応力が残留することになる。Fig.3-3(c) および(d)の残留応力分布は、この状況を示すものである。

7. まとめ

本章では、切欠き底にき裂が発生する1回法および反復法の条件で、切欠きのない直径38mmおよび55mm軸受鋼を加熱・冷却し、加熱冷却部の硬さおよび残留応力分布が測定され、これらの測定結果をもとに、鋼材表面付近に発生する引張残留応力の発生機構について考察が加えられた。その結果の概要は次のようである。

(1) 1回法により発生する残留応力の分布は表面付近で最大値約40kgf/mm²の引張応力、内部で圧縮の残留応力の分布となった。き裂を発生させるためには、表面に焼入れ層が形成されないように、しかも引張応力作用深さを可能な限り深くすることが条件となる。

(2) 1回法あるいは反復法の1回目の加熱・冷却操作により、表面が焼入れされると、発生残留応力の分布は焼入れ層で約100kgf/mm²の圧縮応力、その内部で引張応力、中心部で圧縮応力の分布となる。

(3) 反復法では、1回目の加熱・冷却操作により試験片表面に焼入れ硬化層を形成させたのち、2回目の操作によりこの層を硬さHv=400~500に焼もどししている。表面付近は降伏応力の高い焼入れ焼もどし組織になるとともに、変態膨張が除去され、1回の加熱・冷却操作によっては得ることのできない約100kgf/mm²の引張残留応力状態となった。この応力は、おもに1回目の加熱時に生じる圧縮の塑性変形に対応するものと考えられる。その内部の応力分布は約40kgf/mm²の引張、中心部で圧縮の残留応力分布である(Fig.3-

3(c) および(d) 参照) ことが明らかにされた。

補 遺

真空管式装置による 1 回法切断条件の追加検討

直径55mmSUJ2鋼材を 1 回法により切断する加熱・冷却条件が、周波数 20kHzの真空管式高周波焼き入れ装置を使用して追加検討された。すなわち、第 2 章、第 3 節の結果を参照しながら 1 回の加熱・冷却操作で切欠き底に沿う深いき裂が発生する条件が検討され、破断荷重、き裂深さと加熱条件との関係が求められた。

1. 加熱・冷却方法

試験片を加熱・冷却する方法は、第 2 章に述べられたものと同様である。すなわち、加熱用コイルは、内径 61mm、幅30mmの円筒形で 1 回巻のものである。試験片とコイルは同軸に、切欠き部がコイルの幅方向中央になるように配置され、所定の時間 t_h sec の加熱後、直ちにコイル内面の冷却水孔から 20 sec間冷却水を噴出することにより試験片は急速冷却された。

2. 実験結果の検討

Table I は、実験条件（加熱電力、加熱時間の範囲）とともに、き裂が発生する加熱時間範囲、切欠き部を片持ち曲げ ($L=70\text{mm}$) による破断荷重および破断面上でのき裂深さ測定結果をまとめて示したものである。加熱時間が切断に適切な範囲内にある場合には、水冷却を開始してから約 5 sec経過すると、冷却中に音を立てて、き裂が発生した。その後、き裂を含む断面を曲げにより最終破断させる場合、切欠き底断面における公称破断応力は、約18~19 kgf/mm²となり、最終破断に伴う振動と騒音も少ないことが明らかとなった。

Fig.1 は、Table I に示された条件番号 1 の実験について、破断荷重およびき裂深さと加熱時間との関係を示したものである。

加熱時間 t_h が 4.0~4.5 sec のとき、切欠き底に深さ 3~6 mmのき裂が発生し、破断のための荷重 F_B は約 3.5tonf（切欠き底公称応力：約18~19kgf/mm²）であった。破断後の破断面も、第 2 章で述べられた M-G式装置による場合と同様、凹凸が少なく良好であった。一方、 t_h が 3.5 sec以下および 5 sec以上では、き裂の発生は見られず、破断に必要な荷重もきわめて大きいことが明らかとなった。なお、本実験によるき裂発生条件は

Fig.2-7 のクロスハッチにより示された条件の範囲内、あるいはその延長上にあることも明らかになった。

Table I Experimental conditions and breaking test results of notched specimen by the single heating process.

Test	Experimental conditions			Breaking test results by bending		
	No.	Diamter of Specimen (mm)	Power of heater (kVA)	Range of heating time applied to experiment (sec)	Heating time for crack development (sec)	Breaking force F_B (tonf)
1	55	94	2.5 5.5	4.0 4.5	3.6-3.4	3.0-6.0
2	55	70	5.0 8.0	5.5 - 7.0	5.0-4.2	3.0-4.5

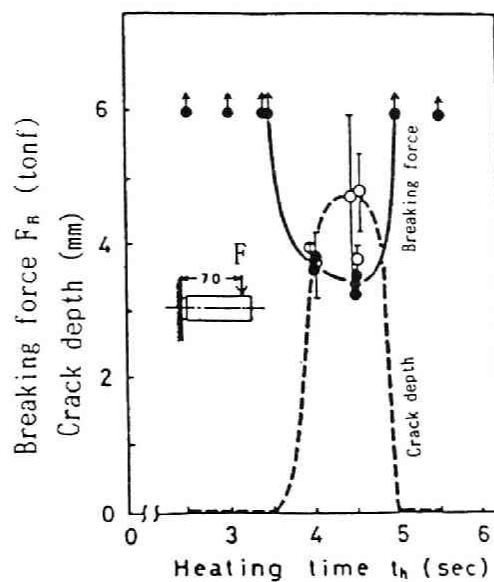


Fig. 1. Relations between heating time and breaking force as well as crack depth in the case of single heating process, Test No.1.

参 考 文 献

- 1) 日本材料学会 材料強度部門委員会：“X線応力標準”(1973)
- 2) 平 修二、吉岡靖夫：“X線による残留応力分布測定法について”
材料試験、 Vol.11 No.110 P.47 (1962)
- 3) 日本鉄鋼協会：“鉄鋼便覧” P.98 (1962)

第4章 反復法、1回法におけるき裂の発生および進展の検討

1. まえがき

本章は、第3章において求められた残留応力の測定結果に基づいて、切欠きつき試験片の切欠き底断面に発生する残留応力の評価および冷却後の残留応力とき裂進展深さとの関連について考察したものである。切欠き底を含む断面での残留応力を直接測定することは、加熱・冷却によってき裂が発生してしまうこと、き裂が発生しない条件でも測定面積が小さいこと等、困難であるから、本研究における残留応力の評価には有限要素法（FEM）による弾性計算手法が用いられている。切欠き底を含む断面の応力を求めるに当たっては、まず、切欠きなしモデルに、第3章において測定された残留応力分布と同じ分布が得られるように初期ひずみ分布が与えられた。そして、切欠きの有無によってき裂発生のための加熱状態に大きな相違がないという前提のもとに、この初期ひずみ分布が切欠きつきモデルおよび切欠き底にき裂を有するモデルに与えられ、切欠き底近辺およびき裂先端近傍の残留応力が弾性計算されている。

次に、疲労き裂発生における知見を参考にして、き裂先端からある深さにおける計算応力値を実効応力 σ_{eff} と名付け、この応力と母材の強度試験結果に基づいて、残留応力分布とき裂進展深さとの関係が考察されている。

2. 切欠きなし鋼材の残留応力分布

直径38mmおよび55mm SUJ2 切欠きなし試験片の加熱冷却部中央断面において測定された残留応力分布が再現された。それには上述のように切欠きなしモデルに初期ひずみを与えて計算しなければならないが、この初期ひずみの分布は、第3章、6節において考察された応力発生機構からみて妥当な分布であった。

なお、ここで検討の対象とされている加熱・冷却条件は、すでに、第3章の Table 3-3 および 3-4 に示されているが、本章でも改めて Table 4-1 に掲げられている。

2.1 計算モデル

切欠きなし試験片の残留応力分布を再現するためのモデルは、長さが60mmで、その直径が38mmおよび55mmの二種類の円柱である。Fig.4-1(a) および(b) はそれぞれのモデルの

Table 4-1 Heating and cooling conditions of unnotched specimens investigated.

	Condi- tion No.	Diameter of specimen (mm)	Power of heating (kVA)	Heating time			Flow rate of cooling water (ℓ /sec)	Cooling time (sec)
				t_1 (sec)	t_2 (sec)	t_h (sec)		
Double heating process	1	38	91	3.0	—	—	0.7	20
	2	38	91	2.0	—	—	0.7	20
	3	38	91	3.0	2.0	—	0.7	20
	4	55	87	6.0	3.0	—	1.0	20
Single heating process	5	55	94	—	—	3.0	1.0	20
	6	55	94	—	—	4.5	1.0	20
	7	55	94	—	—	5.0	1.0	20

要素分割図を示している。Fig.4-1(a)は、直径38mmモデル、Fig.4-1(b)は直径55mmモデル（いずれも、たてわり断面の 1/4）に対する要素分割図であり、各要素分割図の節点数は 303および 308、要素数は 527および 539である。なお、使用されている要素は、三角形断面の軸対称リング要素である。

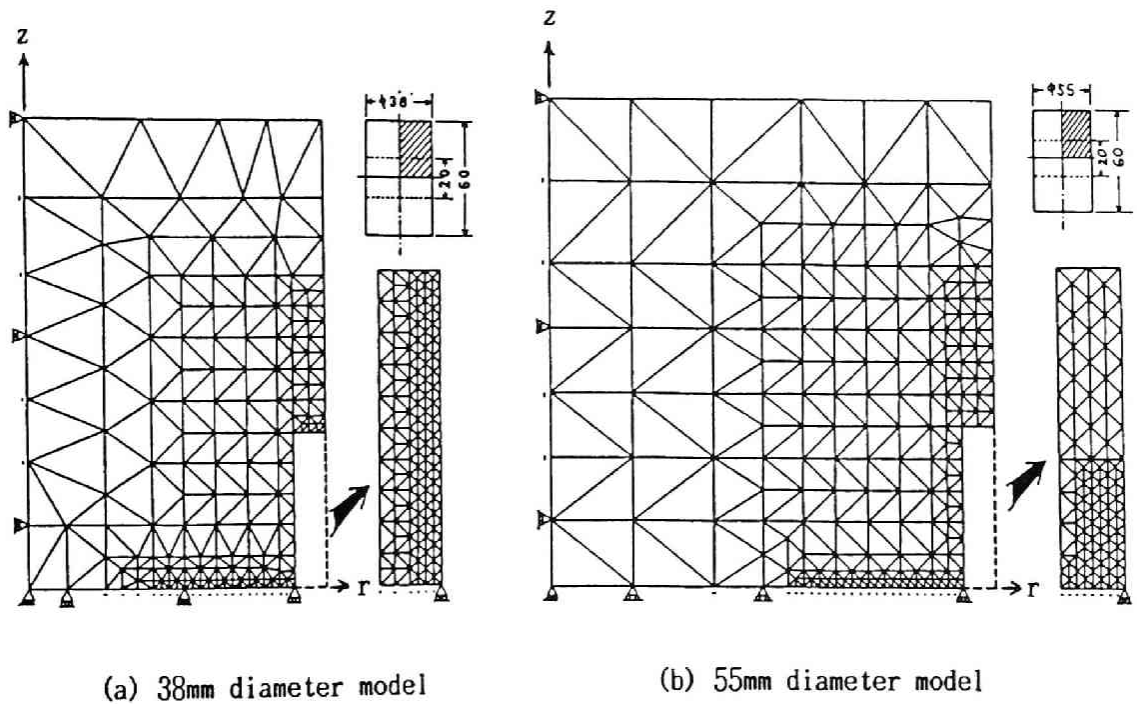


Fig. 4-1 Unnotched models for FEM.

2.2 計算の手順

計算の手順は、まず、後述の加熱・冷却した切欠きなし試験片の硬さ分布から (Fig. 4-5 参照) 試験片軸方向に加熱の影響が及んでいると思われる幅20mm (加熱冷却部中心から片方10mm) の範囲内にある各要素に対し、軸方向に一定で半径方向に分布をもつ三次元的に等方な初期ひずみ $\{\varepsilon_0\}$ ($= \{\varepsilon_{0r}, \varepsilon_{0t}, \varepsilon_{0z}\}^T$; $\varepsilon_{0r} = \varepsilon_{0t} = \varepsilon_{0z}$) が切欠きなしモデルに与えられた。計算による軸方向応力成分が実測結果の残留応力分布とよく合うまで、与える初期ひずみの半径方向分布を修正して計算が繰り返される。なお、弾性係数 E およびポアッソン比 ν としては、供試材から切り出した JIS 4 号引張試験片による実験値が用いられ、それらの値はそれぞれ $2.18 \times 10^4 \text{ kgf/mm}^2$ および 0.32 である。

なお、個々の要素に与えられた初期ひずみ $\{\varepsilon_0\}$ から各要素の応力を求める方法¹⁾の概要は以下のようである。

まず、初めに一つの要素のみについて考える。いま、代表的な要素を e とし、要素内の任意の点における変位を列ベクトル $\{f\}$ で表すと、(4-1) 式のようにになる。

$$\{f\} = [N] \{\delta\} \text{ ----- (4-1)}$$

ここに、 $\{\delta\}$ は要素 e の節点変位を表す列ベクトル、 $[N]$ は節点の座標で表されるマトリックスである。これは要素 e 内の変位が与えられると、節点の変位が決まることを表している。さらに、

要素 e 内のひずみ $\{\varepsilon\}$ は節点の変位 $\{\delta\}$ により (4-2) 式のように表される。

$$\{\varepsilon\} = [B] \{\delta\} \text{ ----- (4-2)}$$

ここに、 $[B]$ は節点の座標と要素内座標とで表されるマトリックスである。

一方、要素内の応力 $\{\sigma\}$ は (4-3) 式のように表される。

$$\{\sigma\} = [D^e] (\{\varepsilon\} - \{\varepsilon_0\}) \text{ ----- (4-3)}$$

ここに、 $[D^e]$ は材料定数で表される弾性マトリックス、 $\{\varepsilon_0\}$ は材料の温度変化による膨張、収縮等に起因する初期ひずみであり、任意に与えることができる。

以上の式から、要素 e の節点変位が求められれば、要素内のひずみ、応力を求めることができる。次に、要素に作用する外力と節点変位の関係については、要素に加えられる外部仕事と要素内部で為される内部仕事とが等しいと置くことにより、次のように導かれる。

要素 e に作用する外力 $\{F\}$ は節点のみに作用するとし、要素に加えられる外部仕事および内部仕事はそれぞれ、

$$\text{外部仕事: } (d \{\delta\})^T \{F\} \text{ ----- (4-4)}$$

$$\begin{aligned} \text{内部仕事: } (d \{\varepsilon\})^T \{\sigma\} \\ = (d \{\delta\})^T ([B]^T \{\sigma\}) \text{ ----- (4-5)} \end{aligned}$$

のように表される。

ここで、(4-5) 式を要素体積で積分したものと、(4-4) 式が等しいと置き、さらに (4-3) 式を使うと、(4-6) 式のように、 $\{F\}$ と $\{\delta\}$ との関係が求められる。

$$\begin{aligned} \{F\} = & \left(\int [B]^T [D^e] [B] dv \right) \{\delta\} \\ & - \int [B]^T [D^e] \{\varepsilon_0\} dv \text{ ----- (4-6)} \end{aligned}$$

今、初期ひずみにより生じる応力を求める場合には、(4-6) 式の左辺 $\{F\}$ は零であるから、(4-7) 式が得られる。

$$\begin{aligned} \int [B]^T [D^e] \{\varepsilon_0\} dv \\ = \left(\int [B]^T [D^e] [B] dv \right) \{\delta\} \\ \text{----- (4-7)} \end{aligned}$$

なお、 $-\int [B]^T [D^e] \{\varepsilon_0\} dv$ は初期ひずみによる等価節点力 $\{F\}_{\varepsilon_0}$ 、 $\int [B]^T [D^e] [B] dv$ は要素剛性マトリックス $[K]^e$ と呼ばれ、それぞれ軸対称リング要素の場合、近似的に(4-8)、(4-9) 式のように表される。

$$\{F\}_{\varepsilon_0} = -2\pi [B]^T [D^e] \{\varepsilon_0\} \bar{r} \Delta \text{ ----- (4-8)}$$

$$[K]^e = 2\pi [B]^T [D^e] [B] \bar{r} \Delta \text{ ----- (4-9)}$$

$$\left[\begin{array}{l} \text{ここに、} \bar{r} : \text{要素三角形の重心座標、} \Delta : \text{要素三角形の面積} \\ [B] : \text{ひずみと節点変位とを関係づけるマトリックスであり、} \\ \text{要素重心において求めたもの} \end{array} \right]$$

(4-7) 式をモデルの各要素について導き、構成要素数の連立方程式として $\{\delta\}$ をそれぞれの要素に対して求めると、(4-2)、(4-3) 式から $\{\varepsilon\}$ 、 $\{\sigma\}$ が求められる。

2.3 実測された応力分布に基づく初期ひずみの設定

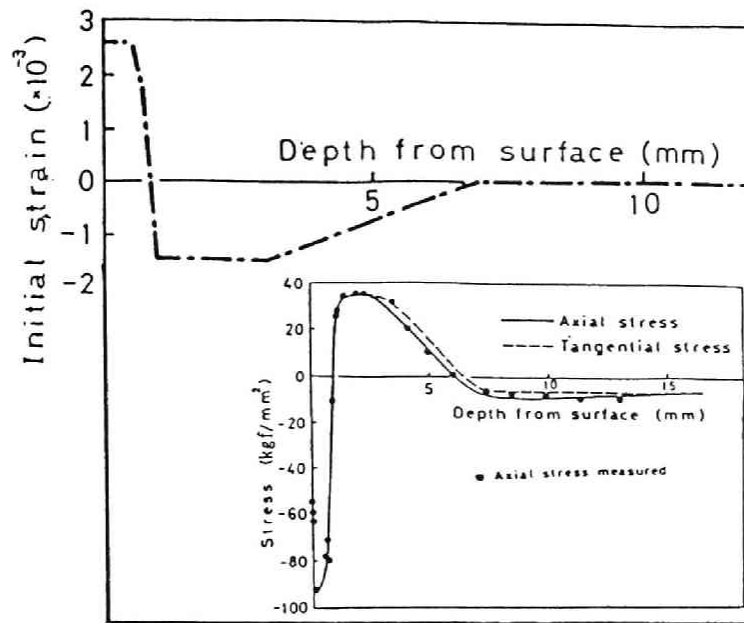
2.3.1 反復法

Fig.4-2(a), (b), (c)および(d) に示されているひずみ分布は、第2章第6節で明らかにされた定性的な初期ひずみ分布が実測された残留応力 σ_z の分布を参照しながら逐次近似的に定量的なひずみ分布として求められたものである。それぞれの図中には残留応力分布の計算値と実測値が比較のために示されている。

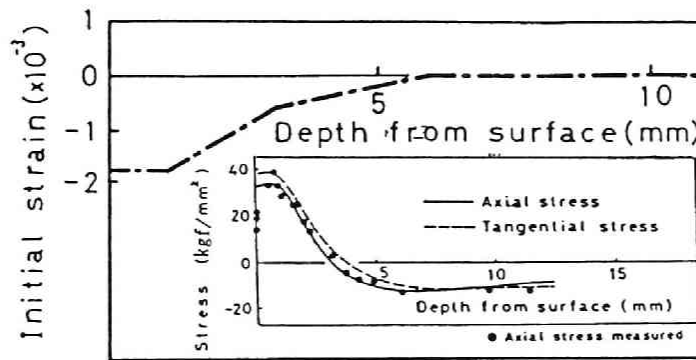
Fig.4-2(a)は Table 4-1の条件番号1の場合に対応する初期ひずみ分布を示している。表面から深さ約0.8mmまでの範囲に、主として、マルテンサイト変態膨張²⁾に起因する伸びのひずみ、また、深さ約0.8mmから7mmの範囲に加熱時の圧縮塑性変形に起因する縮みのひずみからなる初期ひずみ分布となっている。そのことにより、残留応力分布の計算値は実測値とよく一致させることが可能となっている。

Fig.4-2(b)は Table 4-1の条件番号2の場合に対応する初期ひずみ分布を示したものである。表面からの深さ6mm範囲に、表面から中心に向かって減少する分布となっている。このことから判断して、初期ひずみの半径方向の分布の与え方には整合性があるものと考えてよい。すなわち、残留ひずみは加熱層の圧縮塑性変形に起因するものであり、加熱時の温度が表面ほど高いため、表面ほど大きなひずみ(縮み)となっているものと考えられる。

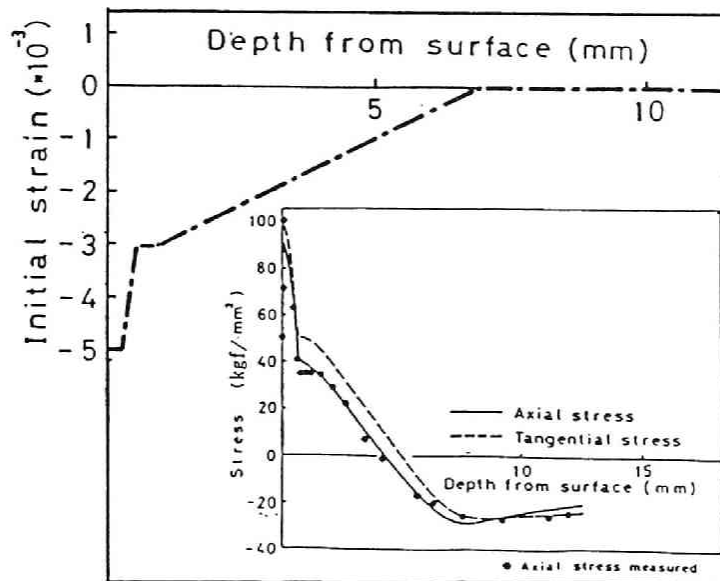
Fig.4-2(c)は Table 4-1の条件番号3の場合、すなわち条件番号1と2の加熱・冷却の操作を連続して加えた場合に対応する初期ひずみ分布を示したものである。これは深さ約0.8mmまでの範囲にかなり大きな縮みのひずみ、そして深さが約0.8mmから内部に向かってほぼ直線的に減少し、深さが約7mmに達すると零になるような縮みのひずみの分布となっている。このような初期ひずみによって得られる残留応力分布は実測値と非常によく合っていると思われる。第1回目の操作により表面付近に発生したマルテンサイト変態膨張による伸びは、第2回目の操作により焼もどしされて除去されるから、焼入れ層であった範囲に与えた初期ひずみは、1回目の加熱時にマルテンサイト変態が起こらないとしたとき生ずる縮みのひずみに相当するものと思われる。なお、この範囲は、焼入れ焼もどしを受けるため、硬さが400～550程度となり、熱処理前よりも大きな弾性ひずみを保持することができるものと思われる。



(a) Condition No.1



(b) Condition No.2



(c) Condition No.3

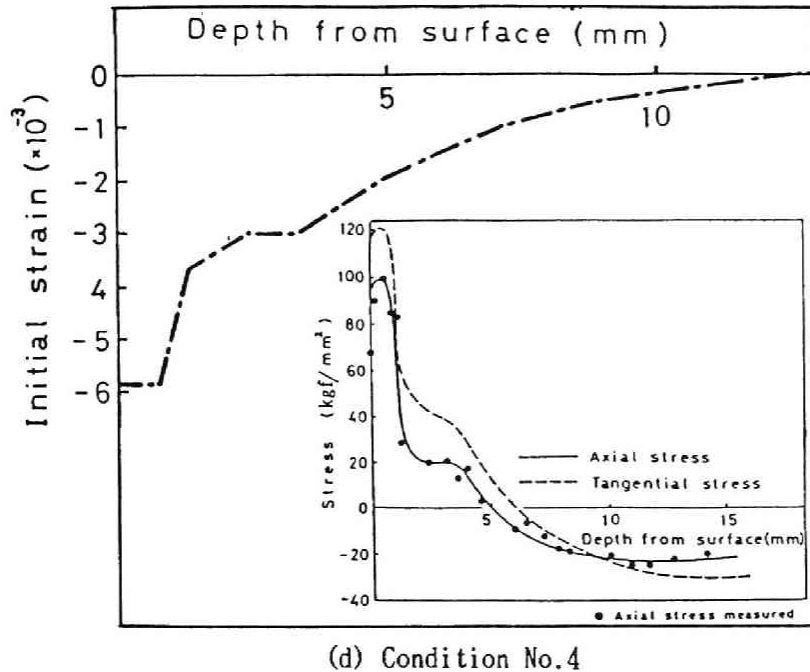


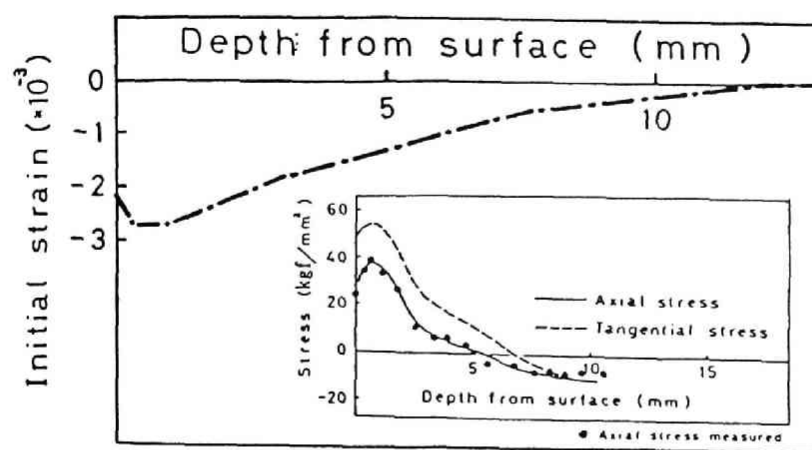
Fig. 4-2 The initial strain distributions adopted in the case of double heating process and residual stress distributions on the central section of heated zone.

Fig.4-2(d)は Table 4-1の条件番号4の場合に対応する初期ひずみ分布を示したものである。表面から深さ約 1.2mmまでの範囲に比較的大きな縮みのひずみ、ここから内部に向かって減少するひずみの分布となっている。Fig.4-2(c)の場合と同様、このような初期ひずみによって得られた残留応力は実測値とよく一致している。

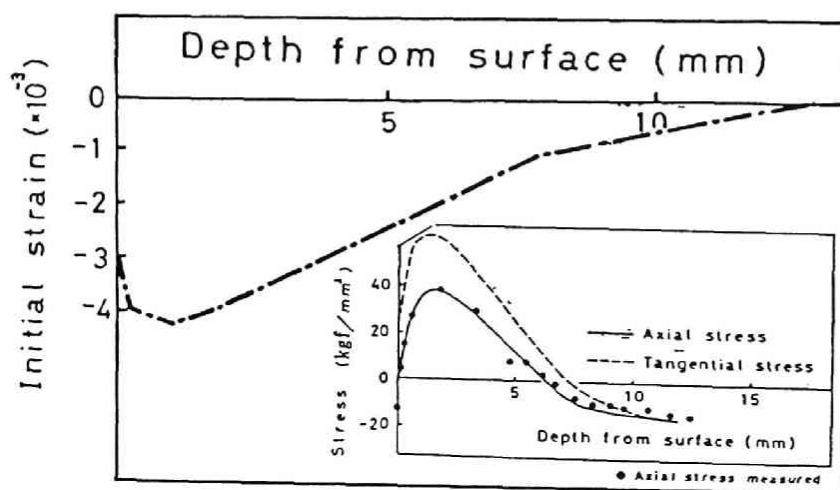
2.3.2 1回法

Table 4-1 に示されている条件番号5、6および7の場合の実測残留応力を再現させるための初期ひずみ分布が求められた。Fig.4-3(a), (b)および(c) は FEMにより計算された初期ひずみ分布を示したものである。また、図中にはそれぞれの場合について、残留応力分布の計算値と実測値が比較のため示されている。

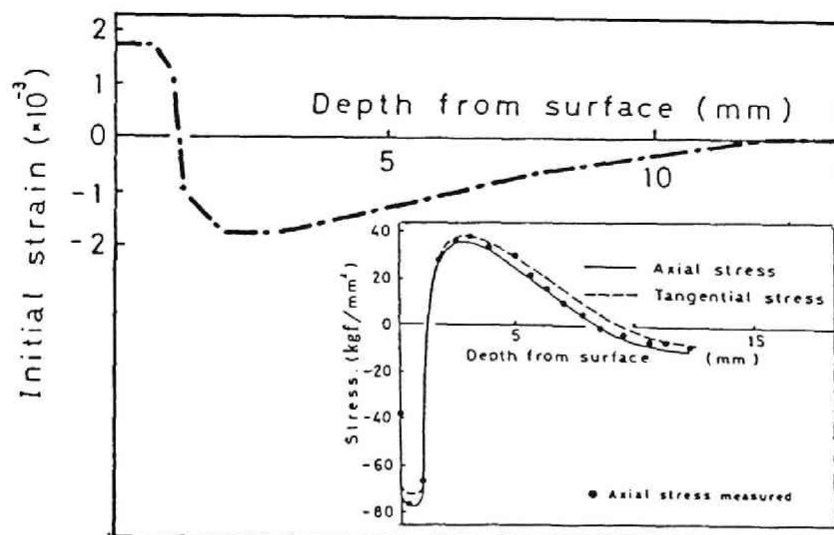
Fig.4-3(a)は、Table 4-1 の条件番号5の場合に対応する初期ひずみ分布を示したものである。表面から深さ約 12mm までの範囲に表面から中心に向かってゆるやかに減少する縮みのひずみ分布となっている。このときの計算応力分布と実測値とは図示の程度によく合っている。



(a) Condition No.5



(b) Condition No.6



(c) Condition No.7

Fig. 4-3 The initial strain distribution adopted in the the case of single heating process and residual stress distributions on the central section of heated zone.

Fig.4-3(b)は、Table 4-1 の条件番号 6 の場合に対応する初期ひずみ分布を示したものである。表面から深さ約13mmの範囲に表面から中心に向かってゆるやかに減少する縮みの初期ひずみ分布となっている。こうすることによって、残留応力分布の計算値は実測値をよく一致させることが可能であった。この場合の初期ひずみは切欠きがあると、き裂が発生するものであり、き裂の発生しない条件番号 5 の場合に比べて、振幅、与える深さが大きくなっている。

Fig.4-3(c)は Table 4-1の条件番号 7 の場合に対応する初期ひずみ分布を示したものである。表面から約 1.2mmまでの範囲に、主として、マルテンサイト変態膨張に起因する伸びのひずみ、深さ約 1.2mmから12mmまでの範囲に加熱時の圧縮塑性変形に起因する縮みのひずみの初期ひずみ分布となっている。この場合も、残留応力分布の計算値と実測値とをよく合わせられている。

3. 切欠きつき鋼材の残留応力分布

ここでは、上述の切欠きなしモデルを使って設定された初期ひずみ分布を切欠きつきモデルに与え、切欠きつき試験片の切欠き底断面に発生する残留応力が計算された。なお、切欠き底にき裂が発生する条件の場合にも、切欠き底にき裂が発生しないと仮定して計算が行われた。

また、この計算では、試験片の軸方向および半径方向の加熱・冷却の状況および残留ひずみの分布が、切欠きの有無によって変わらないことを前提としている。そこで、計算に先立つて、まず、同じ条件の加熱・冷却操作が加えられた切欠きなしおよび切欠きつき試験片のたてわり断面上における硬さ分布の測定結果から、切欠きの存在によって加熱・冷却状況がどのように変化するかが調査されている。

3.1 切欠きの有無と加熱・冷却状況

まず、直径38mm切欠きつき試験片の加熱冷却部中央付近において、試験片半径方向の硬さ分布が調査された。

Fig.4-4 は切欠き肩部から試験片端部方向へ 1mm離れた半径線上での硬さ分布と、第 3 章の Fig.3-2に示された切欠きなし試験片の加熱冷却部線上での硬さ分布との測定結果を比較したものである。なお、図中の曲線につけた番号は加熱・冷却操作の条件番号に対応している。

No.1の曲線は、3 sec 間の加熱後、20sec 間水冷却された場合の硬さ分布で、表面から 0.7~0.8mm の深さまで硬さが 800~900 となり、焼入れされていることがわかる。No.2の曲線は、2 sec 間の加熱後、水冷却が加えられた場合のもので、硬さ分布は加熱・冷却前とほとんど変わっていない。また、光学顕微鏡により観察された組織にも変化は見られなかった。

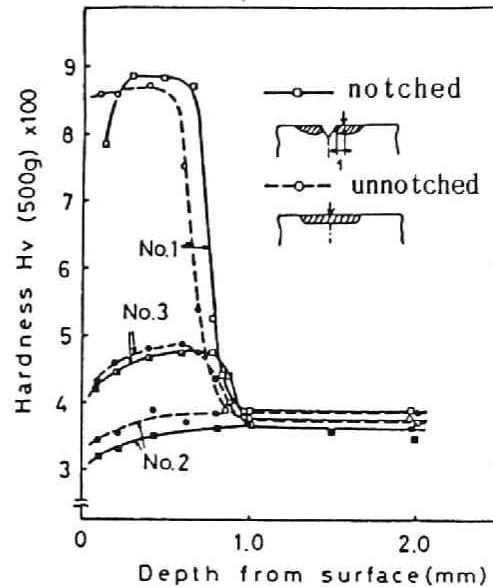


Fig. 4-4 Hardness distributions of 38mm dia. notched specimens measured near the center of heated zone in comparison with the results of unnotched specimens.

No.3の曲線は3 sec 間の加熱後、水冷却し、引続いてさらに 2sec 間の加熱後、水冷却された場合の硬さ分布である。1回目の操作により焼入れされた部分（曲線 No.1 参照）

が2回目の操作により焼もどしされており、表面ほどその程度は強くなっていることがわかる。また、No.1および3の硬さが上昇している層は、約 0.8mmの厚さを持ち、切欠き底には達していない。

Fig.4-5 は、直径が55mmの切欠きなしおよび切欠きつき試験片に、条件番号4の加熱・冷却操作が加えられた場合の硬さ分布を二次元的に示したものである。この図には硬さが400と500の等硬さ線が示されている。この図からわかるように、1回目の加熱・冷却操作により焼入れ部が形成され、この部分が2回目の操作により焼もどしされている。切欠きつき試験片に形成される焼入れ層の厚さは、切欠き付近において切欠きなしの場合より若干厚く、切欠き深さ以上に達している。しかし、切欠き底での硬さは処理前に比べて変化しておらず、組織変化も見られない。

一般に、切欠き部のような断面急変部を持つ鋼の表面が円筒形コイルにより高周波加熱されると、鋼中を流れる誘導電流は尖頭効果により切欠き肩部に集中し、切欠き底には流れにくい³⁾。そのため、切欠き肩部が他の部分より若干強く加熱される。しかし、切欠き部分は加熱帯全域から見れば、比較的狭い範囲である。Fig.4-4 および 4-5から明らかな

ように切欠きの有無により硬さ分布にあまり顕著な差は認められない。したがって、以後の検討はそのことを前提として進められた。

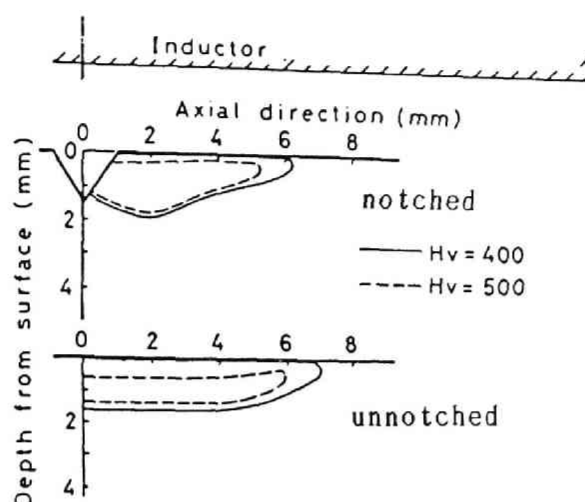


Fig. 4-5 Hardness distributions on the longitudinal section of 55mm dia. notched and unnotched specimens on condition No.4.

3.2 計算モデルおよび計算方法

上に述べられたように、切欠きの有無に拘らず加熱・冷却の操作を加えた後の硬さ分布にはそれほど大きな差異が見られなかった。したがって、切欠きなしモデルに与えられたものと同じ初期ひずみが切欠きつきモデルにも与えられ、切欠き底断面に発生する残留応力の分布が FEMにより計算された。応力計算に使用したモデルは、長さが 60mm でその直径が 38mm および 55mm の切欠きなしモデルの中央に深さ 1.5mm、底半径 0.25mm の 60 度 V 切欠きをつけたものである。Fig.4-6(a) および (b) は、それぞれの要素分割図を示している。

外径が 38mm および 55mm のモデルの節点数はそれぞれ 300 および 302、また要素数は 523 および 528 である。

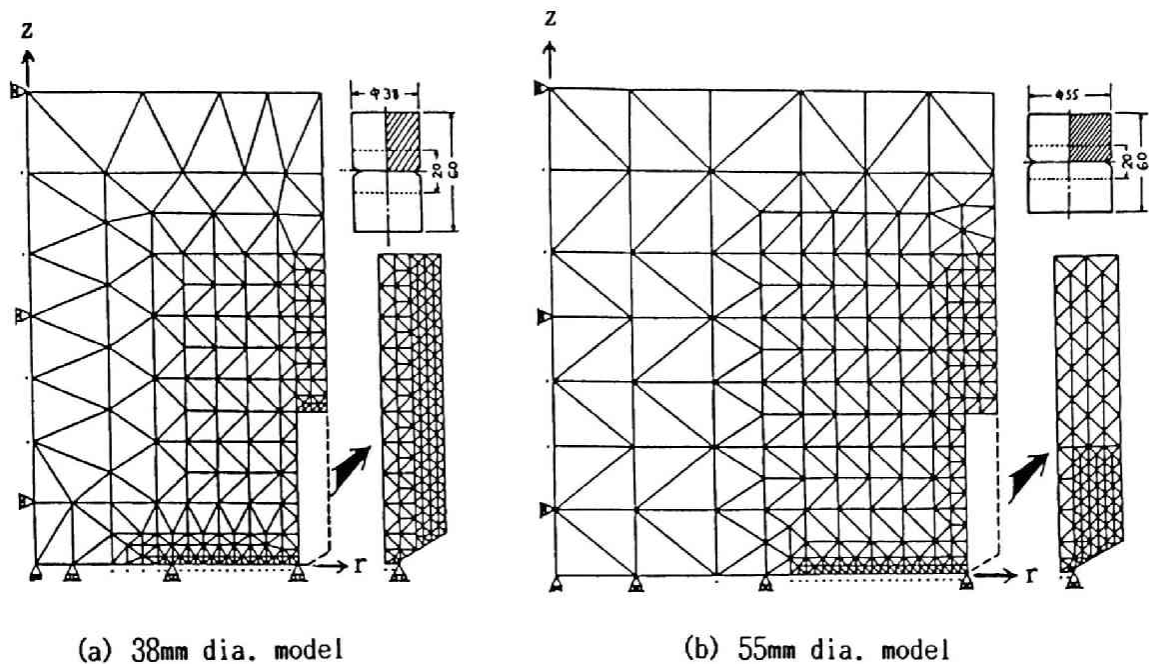


Fig. 4-6 Notched model for FEM.

3.3 計算による切欠き底の応力分布

3.3.1 反復法

Fig.4-7(a), (b), (c)および(d) は、直径が38mmおよび55mmの切欠きつき試験片に、Table 4-1 に示された加熱・冷却操作が加えられたとき、切欠き底断面に発生する軸方向および円周方向応力の計算結果を示したものである。

Fig.4-7(a)は、条件番号1の場合に対応する残留応力分布を示したものである。切欠き底付近は表面層に形成されたマルテンサイト層のために軸方向、円周方向ともに圧縮応力状態となっている。

Fig.4-7(b)は、条件番号2の場合に対応する残留応力分布を示したものである。この場合には、加熱・冷却条件が表面層を相変態させないものであったため、切欠き底付近は軸方向、円周方向ともに引張の残留応力状態になっている。

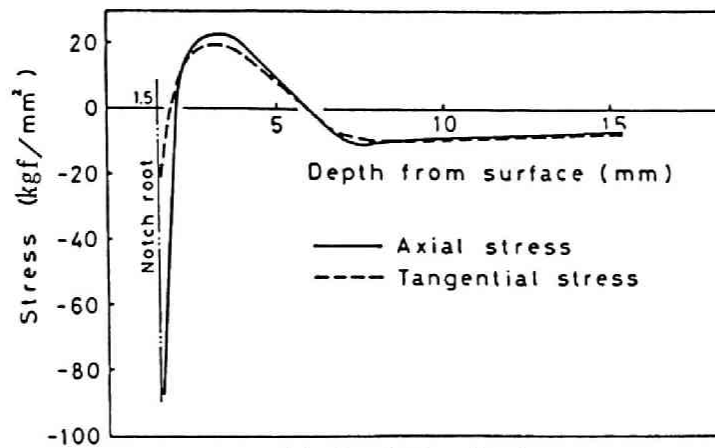
Fig.4-7(c)は、条件番号3の場合、すなわち、条件番号1および2の加熱・冷却操作が連続して加えられた場合に対応する残留応力分布を示したものである。切欠き底付近の引張残留応力は、条件番号2の加熱・冷却操作が単独に加えられた場合より大きく、また、引張残留応力が発生する範囲も幾分深くなっていることがわかる。このことは、この操作が加えられることにより、切欠き底全周に深いき裂が発生することと、よい対応を示して

いる。

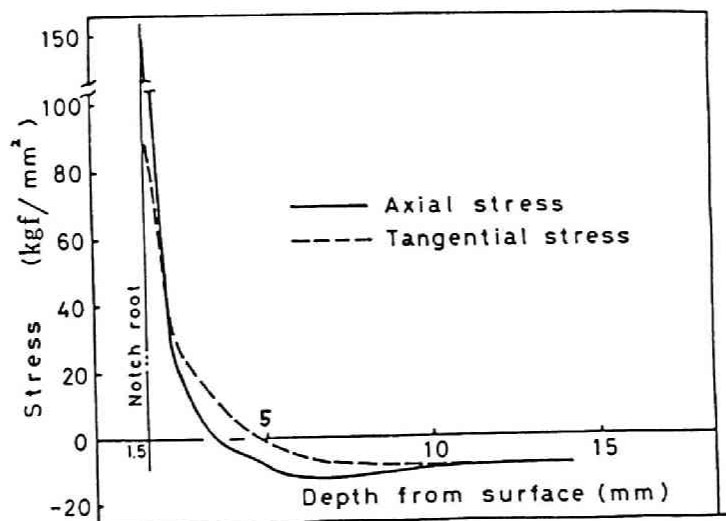
Fig.4-7(d)は、条件番号4の加熱・冷却操作が、直径55mmの切欠きつき試験片に加えられた場合の計算結果を示したものである。この場合も、切欠き底付近の引張残留応力状態は、条件番号3の場合とよく似た分布となっており、このことは切欠き底全周にわたって深いき裂が発生することとよく対応している。

なお、条件番号3および4は、いずれも切欠き底にき裂が発生しないと仮定して計算された応力分布である。

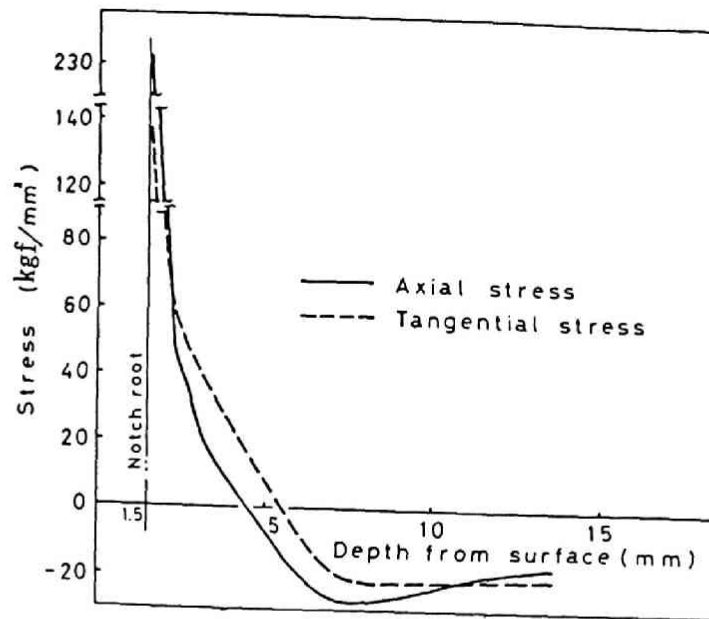
また、条件番号1～4に対しては、応力変化の著しい切欠き底付近の応力分布が要素分割をより細かくした細分割モデルにより計算されたが、結果はほとんど変わらなかった。



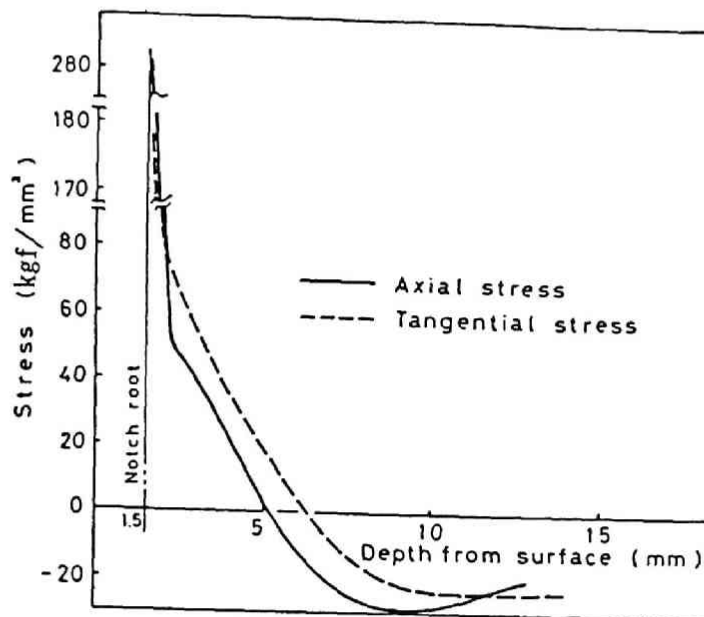
(a) Condition No.1



(b) Condition No.2



(c) Condition No.3



(d) Condition No.4

Fig. 4-7 Residual stress distributions on the notched section calculated by FEM in the case of double heating process.

3.3.2 1回法

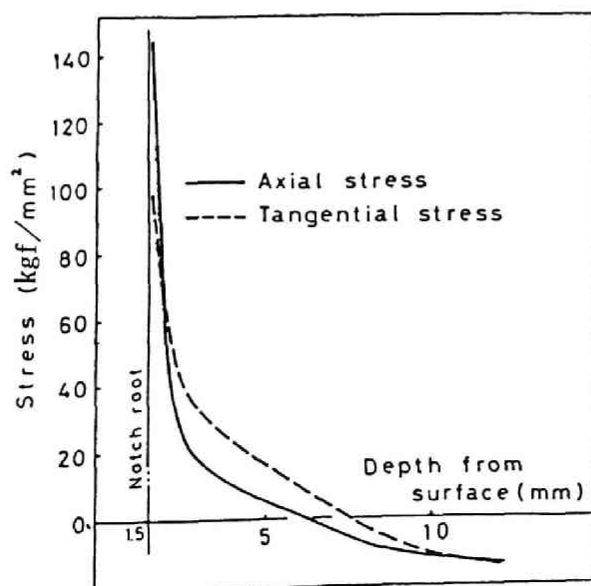
Fig.4-8(a), (b)および(c) は、直径が55mmの切欠きつき試験片にTable 4-1 に示されている条件番号5、6および7の場合の加熱・冷却操作が加えられたとき、切欠き底断面に発生する軸方向および円周方向応力の計算結果を示したものである。

Fig.4-8(a)および(b) は、条件番号5および6の加熱・冷却操作により、試験片表面に焼入れ層が形成されない場合(Fig.3-4 参照)についての計算結果を示したものである。切欠き底付近は引張、内部は圧縮の応力分布状態となっている。引張応力値は、条件番号6の方が条件番号5の場合より大きくなっている。

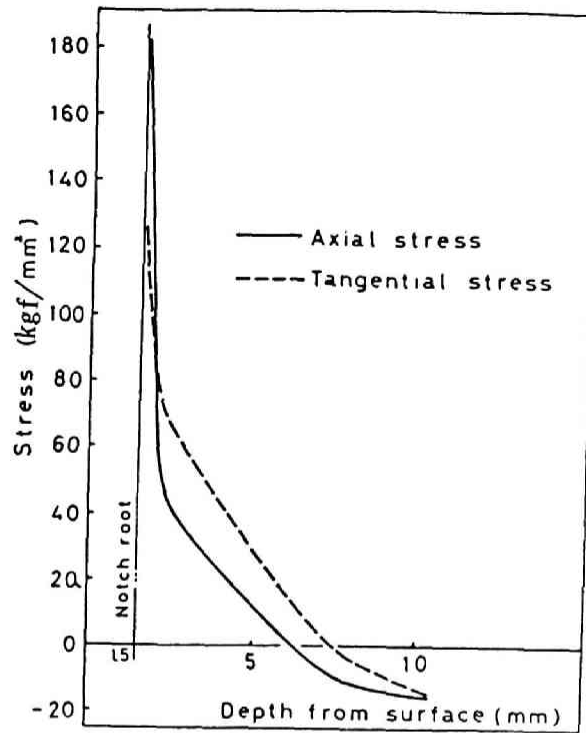
Fig.4-8(c)は、条件番号7の場合に対応する残留応力分布の計算結果を示したものである。軸方向、円周方向の応力は、切欠き底付近で圧縮、中心部へ向かって引張に変わり、さらに内部で再び圧縮に変化する応力分布となっている。

これらの図から明らかなように、切欠き底付近の応力は切欠き底から内部に向かって比較的急激な変化を示している。切欠き底では、条件番号6の場合の方が条件番号5の場合より大きな引張応力が発生しており、条件番号6の操作が加えられたとき、切欠き底にき裂が発生することと、よい対応を示している。しかしながら、条件番号6の場合に対応する応力分布は、反復法における条件番号3および4の場合と同様、加熱・冷却中にき裂が発生しないとの前提のもとに計算された結果である。これら切欠き底に、き裂が発生する場合についての検討は次節に述べられている。

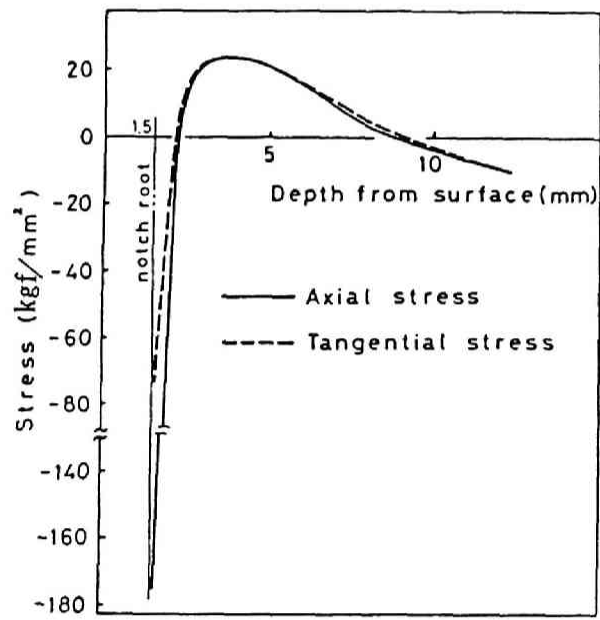
なお、要素形状を細かくした細分割モデルによる切欠き底付近の応力分布の再計算値は反復法の場合と同じく、Fig.4-6 のモデルによる結果はほとんど変わらなかった。



(a) Condition No.5



(b) Condition No.6



(c) Condition No.7

Fig. 4-8 Residual stress distributions on the notched section calculated by FEM in the case of single heating process.

4. き裂を生じた切欠きつき鋼材の残留応力

前節では、切欠きつき試験片に各条件の加熱・冷却操作が加えられたとき、切欠き底断面に発生する残留応力の分布が計算により求められた。ここでは、そのうち切欠き底にき裂が発生する条件の場合に対して、き裂発生後のき裂進展過程における残留応力分布の変化する様子をき裂深さを変えることにより計算することが試みられている。

なお、き裂発生時の残留応力分布に関しては、次章で検討がなされている。

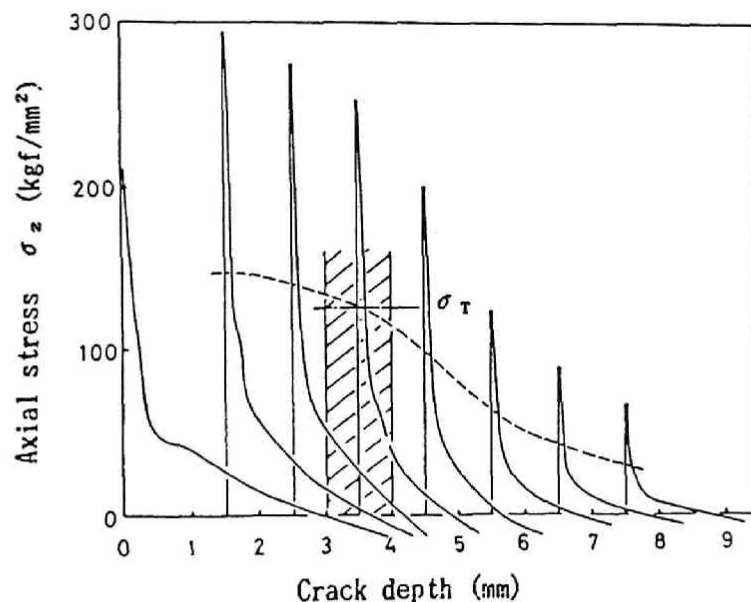
4.1 計算モデル

計算に使用されたモデルは、Fig.4-6(a)および(b) に示されている切欠きつきモデルの切欠き底にき裂をつけたものである。切欠き底につけたき裂およびその深さの変化は、切欠き底断面の支持点を表面側から解放することによってモデル化されている。また、き裂を含む断面に発生する応力分布の計算に際し、このモデルにおいて与えるべき初期ひずみ分布は、先に求めた応力再現時のものが適用されている。

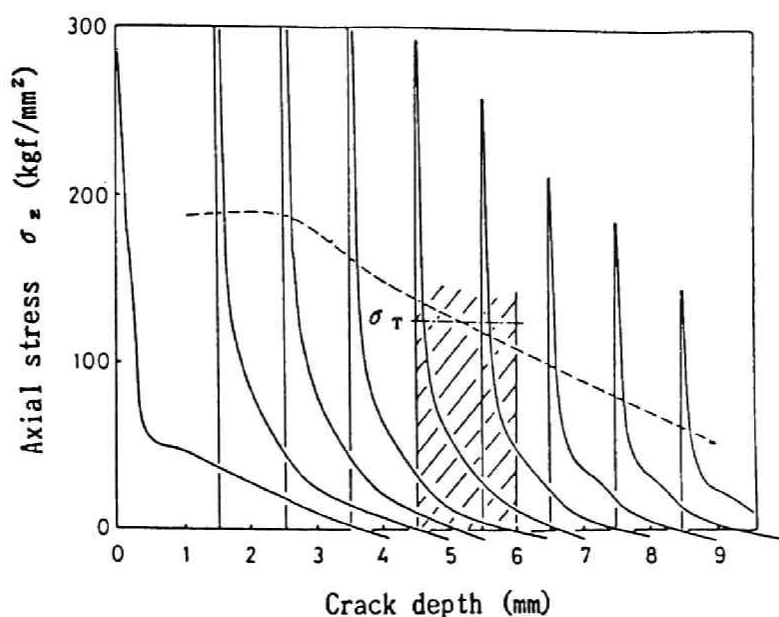
4.2 き裂深さと応力分布計算結果

4.2.1 反復法

Fig. 4-9 (a)および(b) は、Table 4-1 に示されている条件番号3および4の直径が38mm および 55mm のものについて、き裂先端付近の軸方向応力 σ_z の分布がき裂の進展とともにどのように変化するかを示したものである。



(a) Condition No.3



(b) Condition No.4

Fig. 4-9 Residual stress distributions near the crack tip calculated by FEM in relation to the crack depth from the notch root in the case of double heating process.

これらの図から明らかなように、切欠き底にき裂が発生すると、その先端付近の σ_z は、き裂がそれほど進展していない範囲では、その深さとともに増加する。そして、き裂がそれ以上深くなると σ_z は逆に低下しはじめる。これは試験片の直径が 38mm の場合も 55mm の場合にもほぼ同一の傾向を示している。なお、図中の斜線部、破線および一点鎖線は次節の考察時の説明に使用される。

4.2.2 1 回法

1 回法の場合、すなわち条件番号 6 (Table 4-1 参照) のときの計算結果は Fig. 4-10 に示されるようである。この場合も、反復法の場合と同様に、き裂が発生してある深さに達するまで、き裂先端付近の σ_z は増加し、き裂長さがそれ以上になると σ_z は低下する。

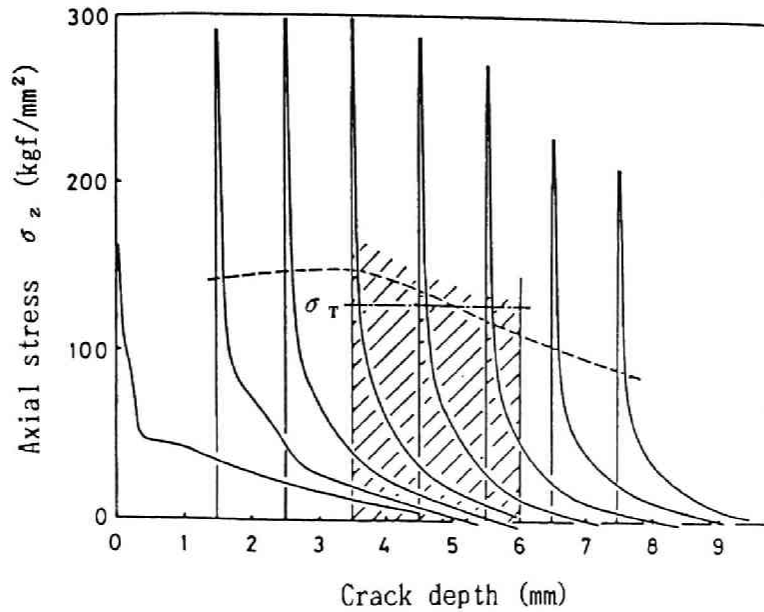


Fig. 4-10 Residual stress distributions near the crack tip calculated by FEM in relation to the crack depth from the notch root in the case of single heating process on condition No.6.

5. 考 察

前節で求められた各試験片のき裂先端付近における残留応力の分布と、SUJ2供試材の母材強度とを比較することは、第2章で述べられた切断実験において切欠き底に発生したき裂深さが何により定まったかを考察する上に有意義なことである。

Fig.4-11は、切欠き底に発生したき裂の顕微鏡写真の一例を示している。これは60度V、深さ1.5mmの切欠きをもつ直径38mmのSUJ2鋼材にの条件番号3の加熱・冷却操作(反復法)が加えられた場合に発生したき裂であり、き裂の発生した切欠き底断面が片持ち曲げにより破断された後、破断面の中央を通るたてわり断面上で撮影されたものである。この図に示されているき裂の深さ(切欠き底からの深さ)は約3.6mmであり、同じ操作(条件番号3)により発生したき裂の深さは、すべて3~4mmの範囲にあった。

また、条件番号4(反復法)の加熱・冷却操作が加えられた直径が55mmの切欠きつきSUJ2鋼材の切欠き底に発生したき裂の深さは4.5~6mmの範囲内にあった。

さらに、条件番号6(1回法)の加熱・冷却操作が加えられた直径55mmの切欠きつきSUJ2鋼材の切欠き底に発生するき裂の深さは、3.6~6mmの範囲内にあった。Fig.4-9(a),(b)およびFig.4-10の斜線部は上に述べられたき裂深さの範囲を示している。

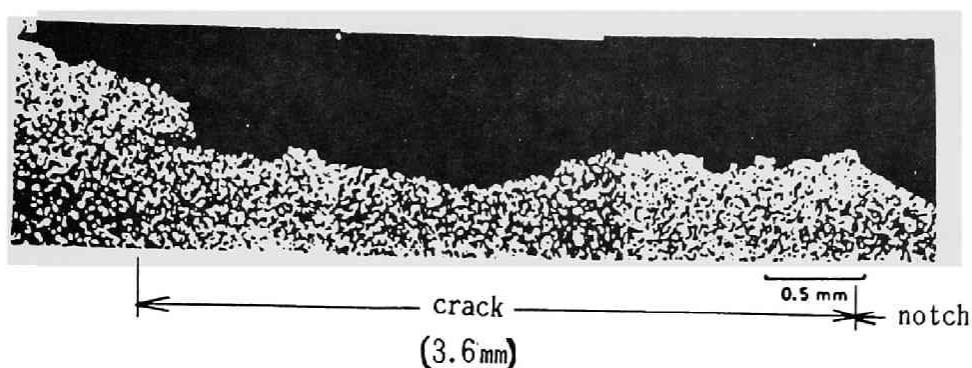


Fig. 4-11 An example of crack, obtained under condition No.3, observed on the longitudinal section of broken specimen.

さて、き裂先端付近における鋼材軸方向の計算応力 σ_z は、全ひずみを弾性ひずみとみなして求められた見掛け応力であり、き裂先端付近で急激な応力勾配をもっている。したがって、母材の引張試験における破壊強度と関連を持つのは、き裂先端の最大応力値ではなくて、き裂の先端からある深さ ε の位置の実効応力値 σ_{eff} と考えるのが妥当である。

これは、鋭い切欠きを持つ試験片に疲労き裂が生ずるとき、き裂の発生は切欠き底の最大応力によるのではなく、ある深さにおける σ_{eff} による、と考える取り扱いと同様である^{4) 5)}。

すでに、第3章において述べられたように、供試材の表面付近より切り出された引張試験片では、直径が38mmの鋼材、直径が55mmの鋼材、いずれの場合も試験片には破断まではとんどくびれが見られず、破断面は引張軸にはほぼ直角方向であるとともに比較的平滑であった。しかも破断伸びは、直径が38mmの鋼材では 6.6%、55mmの鋼材では 6.8%程度であり、破壊挙動はぜい性的なものであった。

ところで、母材の真破断応力 σ_T は、直径が38mmの鋼材では 132kgf/mm^2 、直径が55mmの鋼材では 122kgf/mm^2 であった。その σ_T が Fig.4-9 (a)、(b) および Fig.4-10に一点鎖線により示されている。

そこで、Fig.4-9 および Fig.4-10に示されているき裂深さに対し、き裂先端から $\varepsilon=0$ 。

1mmの位置の応力を σ_{err} と仮定して、それが変化する様子を示すと、破線のようになる。各図のき裂深さの範囲内における一点鎖線と破線の関係から見ると、両線の交点が斜線部の中央に位置していることから、反復法、1回法、いずれの加熱・冷却操作の場合も、発生するき裂はその先端から約0.1mmの深さの計算引張応力値が σ_T にほぼ等しくなる位置まで進展すると考えることができる。

なお、第5章で述べられているが、き裂が発生し始めてからの熱応力の作用深さは完冷時まであまり変化しない。したがって、本章で計算されたき裂進展中の応力分布の変化状況は、実測残留応力分布により設定された初期ひずみ分布を使って求められても、き裂進展中の応力分布を比較的正確に表しているのではないかと考えられる。

6. まとめ

本章では、切欠きの有無によって加熱・冷却状況は変わらないとの前提を置くことにより、切欠きなし試験片における実測残留応力分布を切欠きつきモデルに与え、切欠き底付近の残留応力がFEMにより計算された。さらに、き裂が発生する加熱・冷却条件の場合に対し、き裂が進展する場合の応力分布が計算され、切断実験において実測されたき裂深さとの関連が求められた。

これらの結果の概要は次のようである。

(1) 初期ひずみを切欠きなしモデルの加熱部対応範囲に与えることによって、切欠きなし試験片の加熱冷却部中央断面において測定された軸方向残留応力分布を再現することができた。この場合、円周方向残留応力の計算値は、測定値とその分布形はよく似ているが、多少の差があった。

(2) き裂を発生させる加熱・冷却条件の場合、切欠き底付近の軸方向引張応力は、き裂が発生しない条件の場合より大きく、作用深さも深かった。

また、き裂が発生する条件間の比較では、軸方向引張応力は、反復法の方が1回法より大きかった。

(3) き裂進展に伴って、き裂先端付近の軸方向引張応力は、1回法、反復法いずれの場合も、き裂深さの増加とともに一旦増加したのち、減少した。これは、切断実験におけ

るき裂の発生、進展状況が安定していることに対応していると思われる。

(4) 切断実験時、切欠き底に発生させたき裂は、1 回法、反復法、あるいは試験片直径の相違にかかわらず、き裂先端から深さ約 0.1mm の位置における軸方向の計算応力が、母材の真破断力にはほぼ等しくなる深さまで進展することが明らかにされた。

参 考 文 献

- 1) ツィエンキヴィッツ : “基礎工学におけるマトリックス有限要素法”,
P.83 (1975) 培風館.
- 2) 日本鉄鋼協会 : “鉄鋼便覧” P.98 (1962)
- 3) たとえば、The ASM Committee on Induction Hardening
“Induction Hardening and Tempering”
P.146 (1964) Chapman and Hall,Limited London.
- 4) 石橋 正 : “金属の疲労と破壊の防止”, P.57 (1967) 養賢堂.
- 5) 青山威恒 : “Review of Toyota RD center”,Vol.5, No.2, P.1 (1968)

第5章 加熱・冷却される鋼材の温度解析と応力の弾塑性解析

1. まえがき

鋼材の切断において、き裂の発生する時期は冷却が完了してからではなく、冷却中である。き裂は加熱・冷却中の熱応力によって発生し、これは時間の経過とともに変化する。この熱応力の時間的変化とき裂の発生時期との対応を解析した報告は、現在のところまだなされていないようである。この問題を検討する場合、本来なら、切欠きつき試験片に対して検討が加えられるべきであるが、切欠きつき試験片による実験では切欠き底にき裂が発生・進展したり、切欠き周辺での温度分布が急激に変化しているために、応力解析に必要な温度分布が正確に測定されないという問題点が生ずる。したがって、本章では、切欠きなし試験片に対して熱応力の時間的変化が計算され、その結果とき裂発生時期（第2章参照）およびき裂発生加熱時間範囲との対応が検討されている。さらに、切欠きなし鋼材の残留応力（冷却終了時点での）の計算値と実測値（第3章参照）との比較検討も行われている。

2. 温度解析の手順

加熱・冷却中の試験片（直径： $2r_0 (= 55 \text{ mm})$ 、長さ： $2Z_0 (= 80 \text{ mm})$ ）に発生する熱応力の時間的推移を計算するには、試験片内部における温度分布の時間的推移を知ることが前提となる。

軸対称円筒座標系（ r, z ）における非定常熱伝導方程式は次式、

$$\frac{1}{a} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} \dots\dots\dots (5-1)$$

によって与えられる。この式において、 $T(r, z, t)$ は点（ r, z ）（ r ：半径方向座標、 z ：軸方向座標）での時刻 t における温度である。また、 a は温度伝ば率である。この方程式の数値解は初期値 $T(r, z, 0)$ と円筒表面と端面（ $r = r_0$ および $z = z_0$ ）の境界値 $T(r_0, z, t)$ および $T(r, z_0, t)$ が与えられれば、差分法により求められる。

ここでは、境界値として試験片の表面に溶接された熱電対により測定された温度が用いられている。また、初期値としては室温が〔 $T(r, z, 0) = 20^\circ\text{C}$ 〕用いられている。

一方、 a を決定するために使用された円筒内部の温度変化を測定するために、内部の特定点が設けられ、熱伝対が溶接されている。

さて、差分法には陽的解法と陰的解法があるが、ここでは陽的解法^{1), 2)}により計算が行われている。いま、半径 r と軸長 z の定義域を $0 \leq r \leq r_0$ 、 $0 \leq z \leq z_0$ とする。そして、 r の定義域の幅 r_0 を $(N-1)$ 等分し、半径方向の格子点の座標を $r = n [r_0 / (N-1)] = n \Delta r$ 、 $(n = 0, 1, \dots, N-1)$ と書くことにする。同様に、 z の定義域の幅 z_0 を $(M-1)$ 等分し、 $z = m [z_0 / (M-1)] = m \Delta z$ 、 $(m = 0, 1, \dots, M-1)$ と書くことにする (Fig.5-1 参照)。

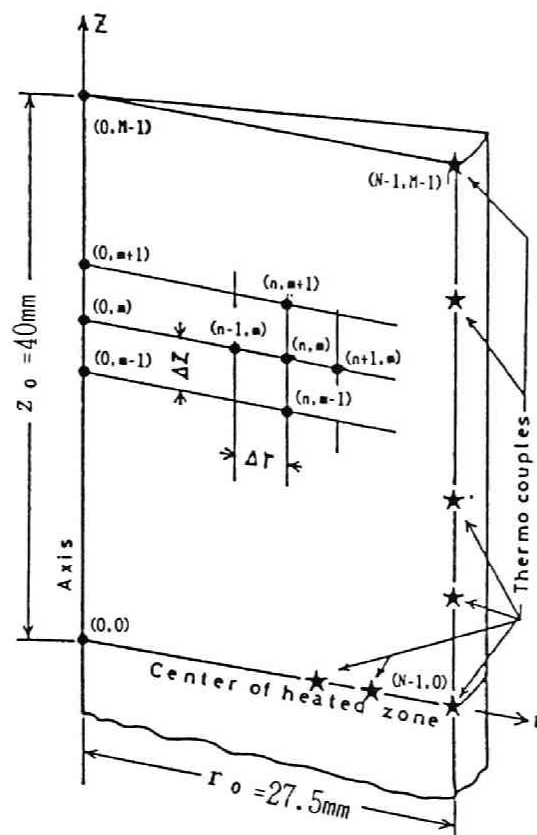


Fig.5-1 Model used for the calculation of temperature distribution in the specimen during induction heating and cooling.

また、分割時間を Δt とし、時刻 $t = p \Delta t$ 、 $(p = 1, 2, \dots)$ における温度を、

$$T(r, z, t) = T(n \Delta r, m \Delta z, p \Delta t) = T_{n, m} \dots \dots \dots (5-2)$$

とすると、(5-1) 式の差分方程式は

$$\frac{T_{n,m}^{P+1} - T_{n,m}^P}{a \Delta t} = \frac{T_{n,m+1}^P - 2T_{n,m}^P + T_{n,m-1}^P}{(\Delta z)^2} + \frac{T_{n+1,m}^P - T_{n-1,m}^P}{2n(\Delta r)^2} + \frac{T_{n+1,m}^P - 2T_{n,m}^P + T_{n-1,m}^P}{(\Delta r)^2} \dots\dots\dots (5-3)$$

と書ける。

いま、便宜上、

$$\theta_z = a \Delta t / (\Delta z)^2, \quad \theta_r = a \Delta t / (\Delta r)^2 \dots\dots\dots (5-4)$$

とすると、(5-3)式は、

$$T_{n,m}^{P+1} = \theta_z (T_{n,m+1}^P + T_{n,m-1}^P) + \theta_r \left(\left(1 + \frac{1}{2(n-1)}\right) T_{n+1,m}^P + \left(1 - \frac{1}{2(n-1)}\right) T_{n-1,m}^P \right) + (1 - 2\theta_z - 2\theta_r) T_{n,m}^P \dots\dots\dots (5-5)$$

と書ける。この式によって、各格子点での温度が求まるが、それは $n \geq 1$ および $m \geq 1$ の領域に限られる。

$n=0$ の場合、すなわち、 $r=0$ の場合には、断熱の条件が適用される。

よって、

$$\left(\frac{\partial T}{\partial r} \right)_{r=0} = 0 \dots\dots\dots (5-6)$$

の関係が導入でき、 $T_{0,m}$ は(5-7)式のようになる。

$$T_{0,m}^{P+1} = \theta_z (T_{0,m+1}^P + T_{0,m-1}^P) + 2\theta_r T_{1,m}^P + (1 - 2\theta_z - 2\theta_r) T_{0,m}^P \dots\dots\dots (5-7)$$

次に、加熱・冷却帯の中央断面 $Z=0$ ($m=0$ に相当) での温度に対しても断熱の条件が成立し、(5-8)式のようになる。

$$T_{n,0}^{P+1} = 2\theta_z T_{n,1}^P + \theta_r \left(\left(1 + \frac{1}{2(n-1)}\right) T_{n+1,0}^P + \left(1 - \frac{1}{2(n-1)}\right) T_{n-1,0}^P \right) + (1 - 2\theta_z - 2\theta_r) T_{n,0}^P \dots\dots\dots (5-8)$$

さて、(5-5)式によって、考えている領域の温度を計算する際、温度伝ば率 a が既知

でなければならない。ここでは、試験片内部の温度測定点での計算値が、実測値と一致するような値が用いられている。それに関しては後述されている。

次に、境界条件として与えるべき円柱表面の温度分布の時間的推移が実測された。すなわち、用いられた試験片は長さ 80mm および直径 55mm の円柱（材質は S U J 2 ）である。Fig.5-2 は温度測定方法の概略を示している。図に示されているように、試験片表面温度の時間的推移は加熱中央位置（ $Z = 0$ ）、 $Z = 8\text{ mm}$ 、 $Z = 15\text{ mm}$ 、 $Z = 30\text{ mm}$ および $Z = 40\text{ mm}$ の位置でアルメル・クロメル熱電対により、インピーダンス変換用と増幅器を介して電磁オシログラフとを用いて記録された。この結果が、（5-5）式を計算する際に、境界条件として用いられている。

また、同図に示されているように、円柱表面から深さ 6mm および 10mm の位置に直径 1.5mm、深さ 40mm の穴が穿たれている。この 2 つの穴の底部を特定点として、ここにおいて上記と同じ方法により温度推移が実測された。この結果は温度伝ば率 a を決定するためのものである。

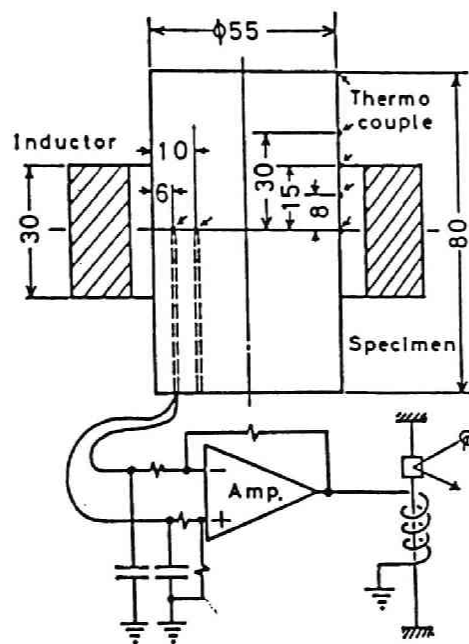


Fig.5-2 Method of temperature measurement during induction heating and water cooling (7 measuring points were arranged on the specimen).

3. 温度分布の計算結果

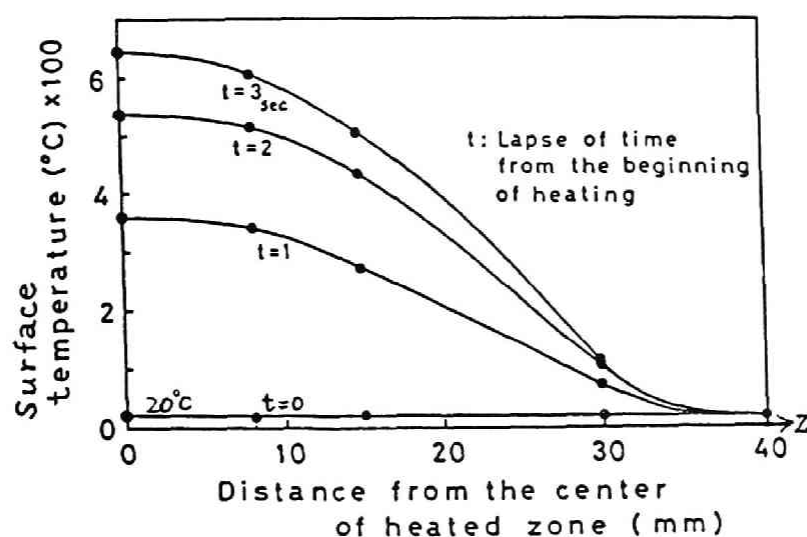
温度計算は 1 回法の場合に対してのみ行われた。対象とする加熱・冷却条件は Table 5

-1に示されている。この表において、条件番号5はき裂が発生しない場合に、条件番号6はき裂が発生、進展する場合に対応している。

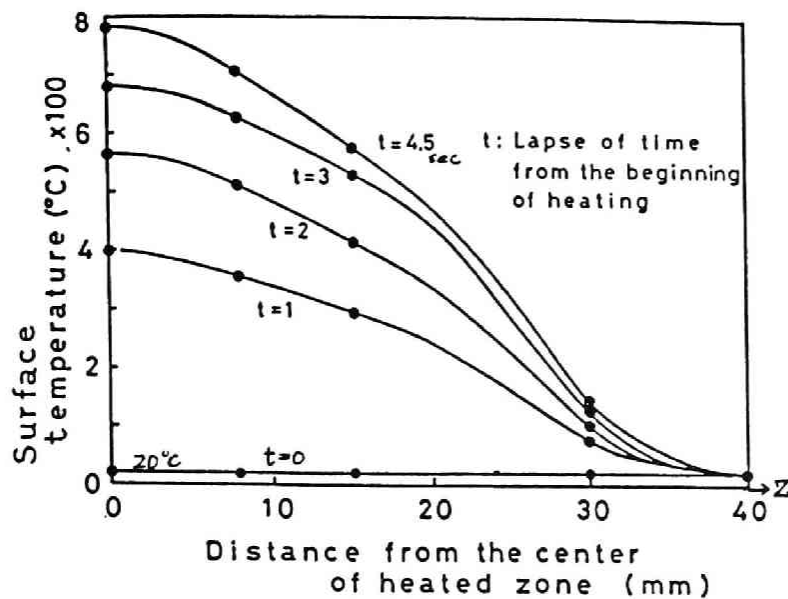
Table 5-1 Heating and cooling conditions applied to the specimens for temperature measurement.

Condition No.	Specimen diameter (mm)	Heating condition		Cooling condition	
		Power of heating (kVA)	Heating time (sec)	Flow rate of water (ℓ /sec)	Cooling time (sec)
5	5.5	9.4	3.0	1.0	2.0
6	5.5	9.4	4.5	1.0	2.0

まず、鋼材内部の温度分布の時間的推移を計算するために、境界値として与えるべき表面温度が実測された。Fig.5-3 (a) および (b)は加熱帯の中央位置 ($Z = 0$) からの距離と温度の関係を、加熱時間 t を助変数として示したものである。図 (a) は条件番号5の場合のものであり、図 (b) は条件番号6の場合のものである。



(a) Condition No.5



(b) Condition No.6

Fig.5-3 Temperature distributions measured by experiment on the surface of specimen in the longitudinal direction.

この図から明らかなことは、加熱帯の中央位置 $Z=0$ で温度ピークが現れていること、しかし、 Z がほぼ 7 mm よりも小さいところではほぼ均一に加熱されていること、また、加熱時間の経過とともに表面温度は上昇するが、その時間の上昇率は加熱初期で著しいことである。また、鋼材の端部 ($Z=40$ mm) 付近ではほとんど温度上昇は観察されていない。なお、条件番号 5 および 6 の場合に対して、高周波誘導加熱は同一の条件で行われているので、 $t \leq 3$ (sec) での表面温度分布は同一でなければならない。しかし、表面温度分布は図(a) および(b) の間に幾分の差が見られるが、これはコイルと試験片間の相対位置 (コイル内面と試験片表面との間隙) のばらつきや高周波誘導加熱装置の動作状態に若干の相違が生ずるためと思われた。鋼材内部の温度分布の計算に用いられる境界値としては、条件番号 5 および 6 の表面温度の実測値がそのまま使われている。

つぎに、温度伝ば率 a は鋼材内部 ($Z=0$ mm の断面条で、深さが 6 mm および 10 mm) での実測値と計算値が合致するように、試行錯誤的な手法によって決定されている。

Fig.5-4 は条件番号 6 (Table 5-1 参照) の場合の計算値と実測値を比較したものである。このときの計算値は $a = 0.030$ (m^2/hr) としているが、計算値と実測値はかなりよく一致しており、ほぼ、妥当な値と考えてよい。

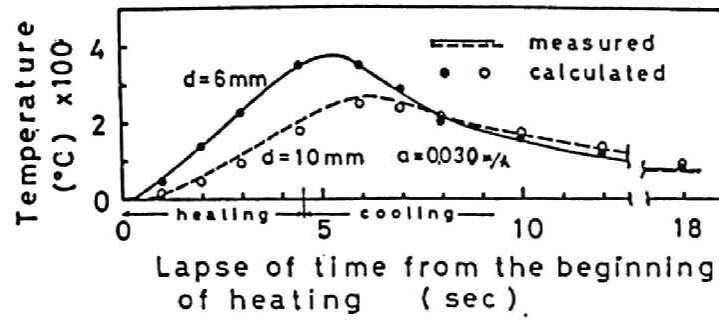


Fig.5-4 Measured and calculated temperature change at 6mm and 10mm depth from surface in the central section of specimen.

Fig. 5-5は、 $Z = 0$ mmに相当する断面上における表面からの深さと温度の関係を計算し、その結果を加熱開始後の時間 t (sec)を助変数として示したものである。

この計算結果は条件番号6の場合のものであり、実線は加熱中の温度分布を、破線は冷却中の温度分布を示している。

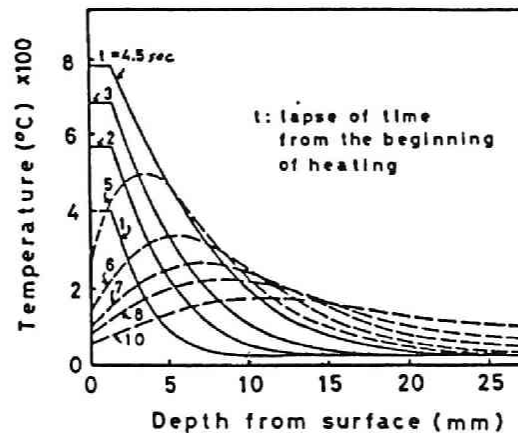


Fig.5-5 Calculated temperature distributions in the central section of specimen during induction heating and water cooling(condition No.6).

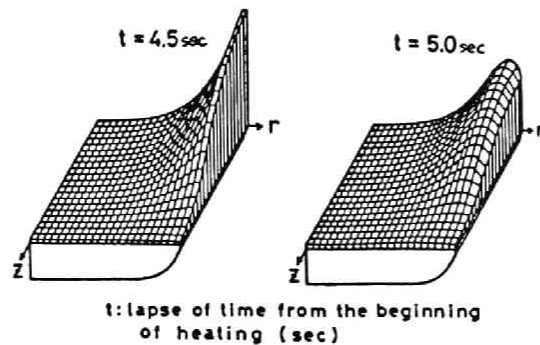


Fig.5-6 Calculated temperature distributions on the longitudinal section of the specimen at the end of induction heating and at 0.5sec. after the water cooling began(condition No.6).

また、条件番号5の場合には、条件番号6の場合に比べて温度が低いので $a = 0.036$ (m^2/hr) としたときの温度分布の計算値が実測値ともっともよく一致した。このように、 a の値が条件番号5と6で異なっている。

Fig.5-6 は条件番号6の場合の加熱終了時 ($t = 4.5 \text{ sec}$) と冷却開始後 0.5 sec 経過したとき ($t = 5.0 \text{ sec}$) の温度分布を $r - z$ 平面上に示したものである。図から明らかのように、加熱中および終了時の温度ピークは試験片表面の $z = 0$ の位置に現われ、冷却が始まると温度ピークの位置は鋼材内部に移動することがわかる。

4. 材料特性値の温度依存性に対する検討

加熱・冷却により鋼材中に生ずる温度差により誘起される熱応力の変化と分布を計算するためには、材料強度と熱膨張率が温度変化によってどのような挙動を示すかがあらかじめ試験されていることが必要である。これらの試験に用いられた供試材は直径38mmのSUJ2鋼材（圧延のまま）の中心部から採取された。この材料は第2章および第3章で述べられ

た実験に用いられたものと同一である。

Fig.5-7 は引張試験片の形状と寸法を示したものである。すなわち、平行部直径は10mmで、標点間距離は50mmである。標点位置には伸び測定用のつばがつけられている。

引張試験は温度が室温 (=20℃)、300℃、400℃、500℃、および 700℃、の5種類

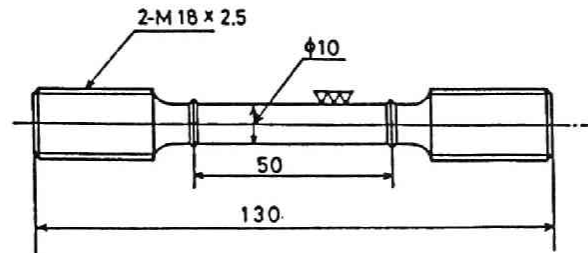


Fig.5-7 Shape and dimensions of specimen used for high temperature tensile test .

に対して行われた。試験片は真空中で設定温度まで1.5 ～2.0 時間で加熱され、さらに約20分間その温度状態に保持された後、引張試験が行われた。引張速度はひずみ速度に換算して約0.05 (1/sec)となるように調整されている。

Fig.5-8 は各試験温度の引張荷重と伸びの関係を示したものである。

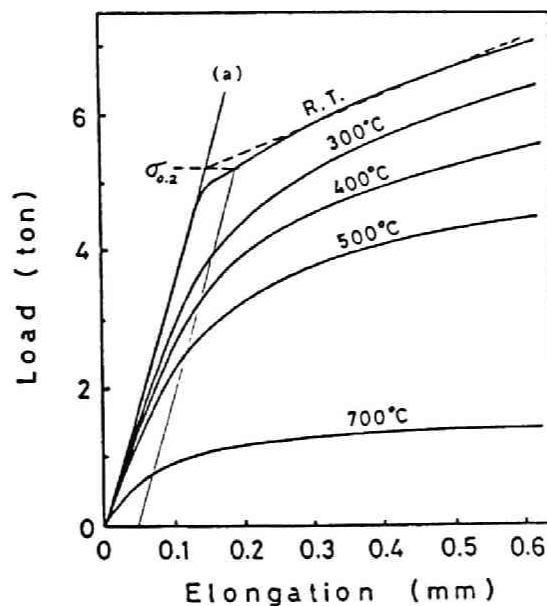


Fig.5-8 Load-elongation relations of SUJ2 under tensile test at various temperature.

常温の試験では、弾性域から塑性域に移るとき、曲線の勾配は急激に変化している。試験温度が 300℃以上になると、塑性域への移行が緩やかとなり、曲線の形状がなめらかになっている。また、試験温度が 700℃の場合には引張荷重は急激に低下し、伸びがある値以上になるとほぼ安定状態になることが認められる。

Fig.5-9 は、応力－塑性ひずみの関係を示したものである。これは Fig.5-8の各曲線の伸びが零である位置（原点）における接線(a)を、降伏応力の位置（0.2 %耐力 $\sigma_{0.2}$ ）まで延長し、この位置から塑性域の曲線を直線で近似して求め、示されている（Fig.5-8参照）。

Fig.5-10は、Fig.5-8 から求められた降伏応力 σ_y および Fig.5-9から求められたひずみ硬化率Hと試験温度の関係を示したものである。この図から σ_y およびHは試験温度の上昇とともに低下していることがわかる。

なお、弾性率Eは常温から 400℃までの間は、あまり大きく変化しないとともに、加熱中の高温域では弾性変形が塑性変形に比べ相対的に小さく、さらに冷却中、塑性変形の一部が弾性ひずみに変わるのは、低温域に達してからであると思われるので、弾性率の温度による変化を考慮せず、計算には常温時の値、 $2.18 \times 10^4 \text{ kgf/mm}^2$ が採用されている。

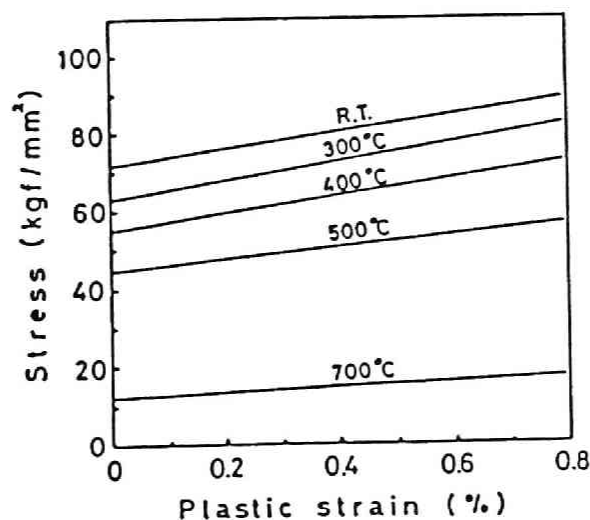


Fig.5-9 Nominal stress-plastic strain relations of SUJ2 under tensile test at various temperature.

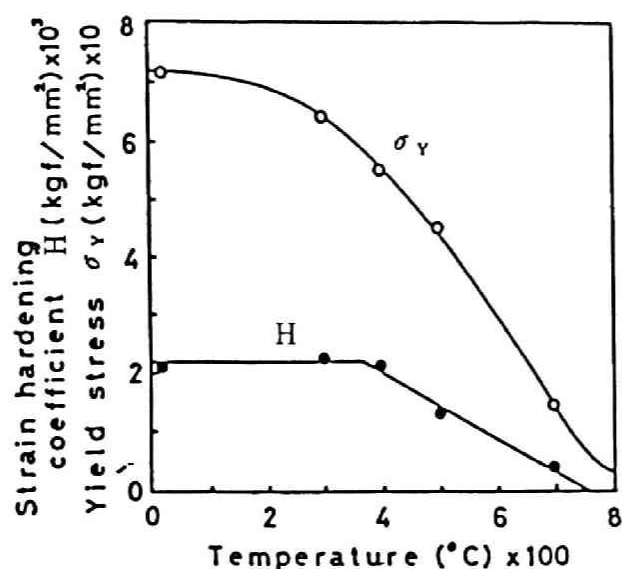


Fig.5-10 Variations of yield stress and strain hardening coefficient due to the test temperature (SUJ2 specimen).

次に、熱膨張試験用の試験片は供試材の中心部から切り出された長さ45mmおよび直径 7mmの円柱である。これが熱膨張測定装置に取り付けられ、温度と伸び量 ($=\Delta l$ (mm)) の関係が実測された。Fig.5-11は、上記の方法により求められた温度と熱膨張ひずみ ($=\Delta l / l_0$: $l_0 = 45\text{mm}$) の関係を示したものである。図から明らかなように、温度が 700℃に達するまでは温度の上昇とともに熱膨張ひずみがほぼ直線的に増加するが、700℃を越えると相変態による変動を示している。

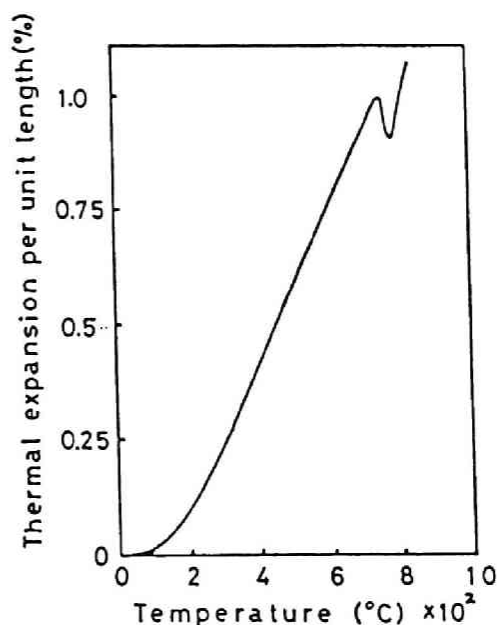


Fig.5-11 Relations between thermal expansion per unit length of SUJ2 and temperature.

き裂の発生を引き起こすための加熱においては、Fig.5-5 に示されていたように、試験片表面が 800℃直前の温度にまで達しているが、急速加熱であり、最高温度での保持時間も極めて短い。したがって、急速加熱した場合の試験片表面はオーステナイト変態するには至らないと考える。このことは Fig.3-4に示されている硬さ分布から見ても妥当と考えられよう。これらのことから、Fig.5-11に示された相変態は急速加熱の場合には生じないと判断できる。したがって、後述の応力計算では相変態が生じないとし、線膨張係数 α として Fig.5-11 の平均的な勾配、 $1.65 \times 10^{-5} (1/^\circ\text{C})$ が採用されている。

5. 加熱・冷却に伴う応力の弾塑性計算

5.1 計算モデルと計算方法

加熱・冷却される切欠きなし鋼材に生ずる熱応力を弾塑性有限要素法³⁾によって求めるため、Fig.5-12に示されるような計算モデルの要素分割（たてわり断面の $\frac{1}{4}$ ）が用いられた。これらの要素は、三角形断面の軸対称リング要素である。また、この要素分割において節点数は 124、要素数は 207である。

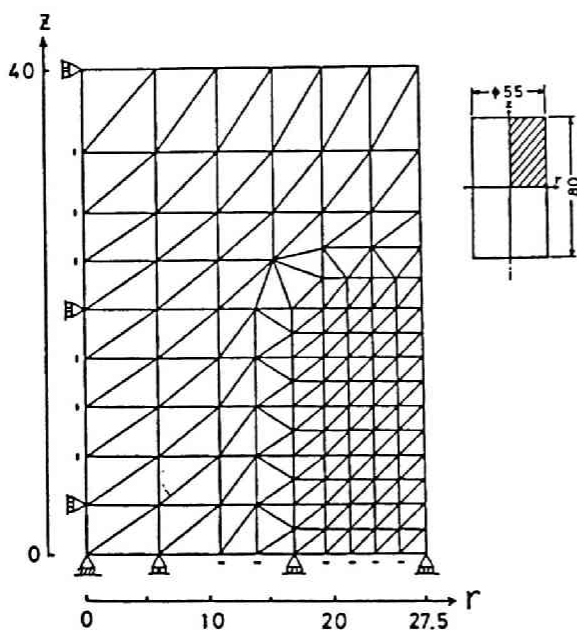


Fig.5-12 Model for FEM to calculate thermal stress of unnotched specimen during induction heating and water cooling.

このモデルに加熱開始からの時間 t_n ($n = 1, 2, \dots$) に対応する温度分布を順次与えることによって熱応力が計算された。

計算の手順は次のようである。

(i) 前節において求められた温度分布から各要素の温度を決定し、分割時間 $\Delta t (= t_n - t_{n-1})$ 間のすべての要素の温度変化量 ΔT を求める。

(ii) 各要素について、温度変化量 ΔT に対する熱膨張量を初期ひずみ増分 $\{d\varepsilon_0\}$ として与え、初期ひずみ増分に相当する等価節点力増分 $\{dF\}$ を求める。

(iii) (ii) で求められた等価節点力増分 $\{dF\}$ と節点変位増分との関係が

ら、節点変位増分 $\{d\delta\}$ を求める。そして、 $\{d\delta\}$ から各要素のひずみ増分 $\{d\varepsilon\}$ 、要素の応力増分 $\{d\sigma\}$ そして要素の応力 $\{\sigma\}$ を求める。

(iv) 各要素が弾性域、塑性域あるいは、塑性域で除荷された状態の、いずれにあるかを判定する。

(v) 必要とされる時間に至るまで、上記 (ii) ～ (iv) のサイクルを繰り返す。

なお、(i) の要素温度の求め方、および (ii) の等価節点力増分および除荷の判定は次のようにして行われた。

5.1.1 要素温度の求め方

前節によって求められた各格子点温度の計算結果から、各要素の温度 T_{en} は各要素三角形の重心位置における値として計算されている。しかし、温度計算格子点の位置と要素三角形の重心位置とは異なっているので、次のような方法が用いられた。

Fig.5-13に示されているように、要素三角形の重心を G とし、ここから一定距離 $L = 3\text{ mm}$ 以内に存在する温度計算格子点 P_i (i : 円内の格子点の数) を対象にし、 P_i における温度から G における温度 T_{en} を (5-9) 式によって求める。(5-9) 式中 ℓ_i は重心 G から点 P_i までの距離であり、 T_i は点 P_i における温度を表している。

$$T_{en} = \frac{\sum_{i=1}^m (T_i / \ell_i^2)}{\sum_{i=1}^m (1 / \ell_i^2)} \quad \text{----- (5-9)}$$

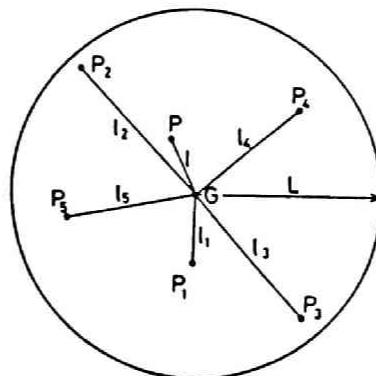


Fig.5-13 Method to estimate the temperature of each finite element from the calculated temperature data.

5.1.2 等価節点力増分

初期ひずみ増分 $\{d\epsilon_0\}$ と等価な節点力増分 $\{dF\}$ は第4章で述べられた弾性計算の場合と同様の式であり、(5-10)式のように増分形で表される³⁾。

$$\{dF\} = -2\pi [B]^T [D] \{d\epsilon_0\} \bar{r} \Delta \quad \text{----- (5-10)}$$

$$\left[\begin{array}{l} \text{ここに、} \bar{r} : \text{要素三角形の重心座標、} \Delta : \text{要素三角形の面積} \\ [B] : \text{ひずみと節点変位とを関係づけるマトリックス} \\ \text{であり、要素重心において求めたもの} \end{array} \right]$$

また、 $[D]$ はひずみと応力とを関係づけるマトリックスであり、式中の $[D] \{d\epsilon_0\}$ は、要素の状態によって次のように表される。なお、 $\{\alpha\}$ および dT は、熱膨張係数および温度増分である。

(i) 弾性域にある場合

$$[D] \{d\epsilon_0\} = [D^e] \{\alpha\} dT \quad \text{----- (5-11)}$$

(ii) 塑性域にある場合

$$[D] \{d\epsilon_0\} = [D^p] \{\alpha\} dT - \frac{2\sigma_y}{3S} \{S_1, S_2, S_3, S_4\}^T \frac{\partial \sigma_y}{\partial T} dT \quad \text{----- (5-12)}$$

さらに、 $[D^e]$ および $[D^p]$ は等方性材料の場合 (5-13) 式および (5-14) 式により表される。なお、 E および ν は弾性係数およびポアッソン比である。

$$[D^e] = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & \nu & 0 \\ & 1-\nu & \nu & 0 \\ & & 1-\nu & 0 \\ \text{sym.} & & & \frac{1-2\nu}{2} \end{bmatrix} \quad \text{----- (5-13)}$$

$$[D^p] = [D^e] - \frac{1}{S} \begin{pmatrix} S_1^2 & S_1 S_2 & S_1 S_3 & S_1 S_4 \\ & S_2^2 & S_2 S_3 & S_2 S_4 \\ & & S_3^2 & S_3 S_4 \\ \text{sym.} & & & S_4^2 \end{pmatrix} \quad \text{----- (5-14)}$$

$$\text{ここに、 } S = \frac{4}{9} \bar{\sigma}^2 H + S_1 \sigma'_r + S_2 \sigma'_t + S_3 \sigma'_z + S_4 \tau_{rz}$$

$$S_1 = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \{ (1-\nu) \sigma'_r + \nu \sigma'_t + \nu \sigma'_z \}$$

$$S_2 = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \{ \nu \sigma'_r + (1-\nu) \sigma'_t + \nu \sigma'_z \}$$

$$S_3 = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \{ \nu \sigma'_r + \nu \sigma'_t + (1-\nu) \sigma'_z \}$$

$$S_4 = \frac{E}{(1+\nu)} \tau_{rz}$$

$$\sigma'_n = \sigma_n - \frac{\sigma_r + \sigma_t + \sigma_z}{3}, \quad (n : r, t, z)$$

以上の等価節点力増分 $\{dF\}$ を使って節点の変位成分 $\{d\delta\}$ を計算するための関係式は、第4章で述べられた (4-7) 式を増分形で表したもので、(5-15) 式のようなになる。

$$\{dF\} = [K]^e \{d\delta\} \quad \text{----- (5-15)}$$

なお、 $[K]^e$ は要素剛性マトリックスであり、(5-16) 式により表される。

$$[K]^e = 2 \pi [B]^T [D] [B] \bar{r} \Delta \quad \text{----- (5-16)}$$

式中の $[D]$ は、該当要素が弾性域にある場合には $[D^e]$ が、塑性域にある場合には $[D^p]$ が用いられる。

モデルを構成する全要素に対して (5-15) 式を作り、連立一次方程式が組立られる。これを解くことによって各要素を構成する節点における変位増分 $\{d\delta\}$ が求められる。これが求められると各要素のひずみ増分 $\{d\varepsilon\}$ 、さらには応力増分 $\{d\sigma\}$ が求められる。

5.1.3 要素の降伏および除荷の判定

要素の応力増分 $\{d\sigma\}$ から要素の応力 $\{\sigma\}$ が求まり、各要素が降伏域に達したかどうか判定される。材料の降伏条件には、Von Mises の条件が使用され、要素の相当応力 $\bar{\sigma}$ が、その降伏応力 σ_Y を越えれば、その要素は塑性域にあると判定される。すなわち、塑性ポテンシャル $f (= \bar{\sigma}^2 - \sigma_Y^2)$ が負になれば、その要素は塑性域にあると判定される。そして、以後の計算では塑性要素として扱われる。

一方、すでに降伏域にある要素に対しては除荷が生じていないかどうか判定され、塑性要素に除荷が生じた場合、すなわち、 $\lambda = \{d\epsilon_p\} / \{\partial f / \partial \sigma\}$ ($d\epsilon_p$: 塑性ひずみ増分) が負になった場合には、その要素は弾性的に挙動するため、つぎの計算では弾性要素として扱われる³⁾。

5.2 熱応力の計算結果および考察

5.2.1 応力の変化とき裂発生時期

Fig.5-14の各図は Table 5-1に示した条件番号6の条件に対応する熱応力計算結果を、加熱開始からの時間 t を助変数として示したものである。図 (a) は加熱中、(b) は冷却中の応力分布である。表面の応力は、加熱から冷却に移ると極く短時間のうちに圧縮から引張に変化している。

Fig.5-15は加熱中および冷却中に降伏した要素を黒塗りで示したものである。

この図とFig.5-14とからわかるように加熱中、モデルの表面付近は軸方向、円周方向ともに圧縮応力状態となり、この圧縮応力により降伏する要素が存在している。一方、水冷却中には、表面付近が引張応力状態になり、引張応力によって再降伏する要素が存在している。水冷却がさらに進行すると、Fig.5-14(b) の左図から明らかなように、モデル表面付近の引張応力は、加熱開始後、 $t = \text{約} 8 \text{ sec}$ (冷却開始から約3.5sec) で最大値を示したのち、若干減少するが、その作用深さは $t = \text{約} 10 \text{ sec}$ まで時間の増加とともに深くなっている。

一方、加熱中に発生したモデル中心軸付近の引張応力は軸方向および円周方向とも時間の経過とともに減少して圧縮に移行し、最終的には後述の完冷後の残留応力分布となる。

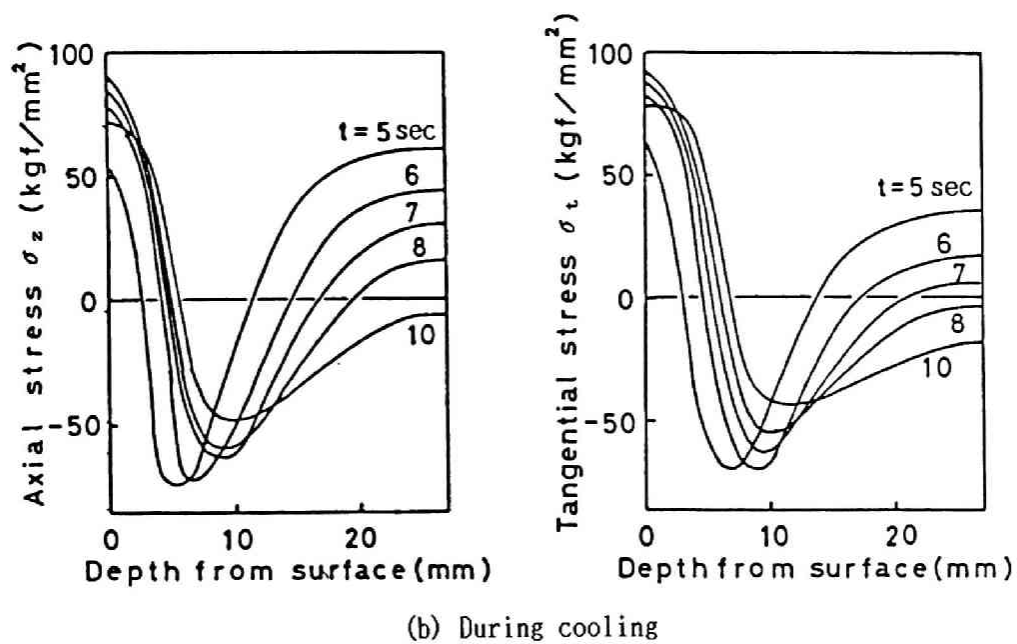
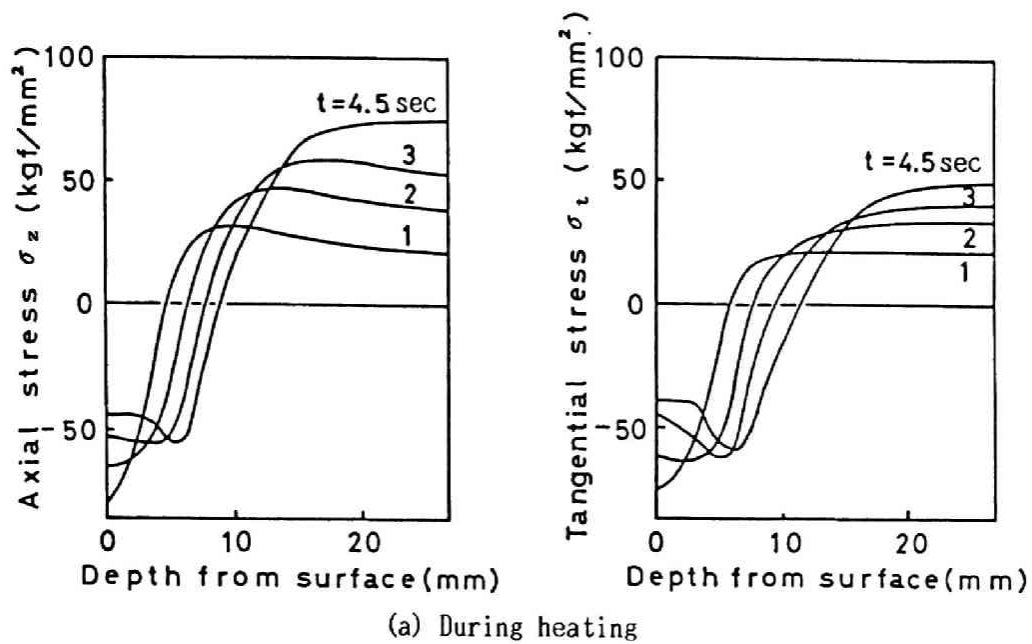


Fig.5-14 Stress distributions calculated on the transverse section at the center of heated zone during induction heating and water cooling on condition No.6.

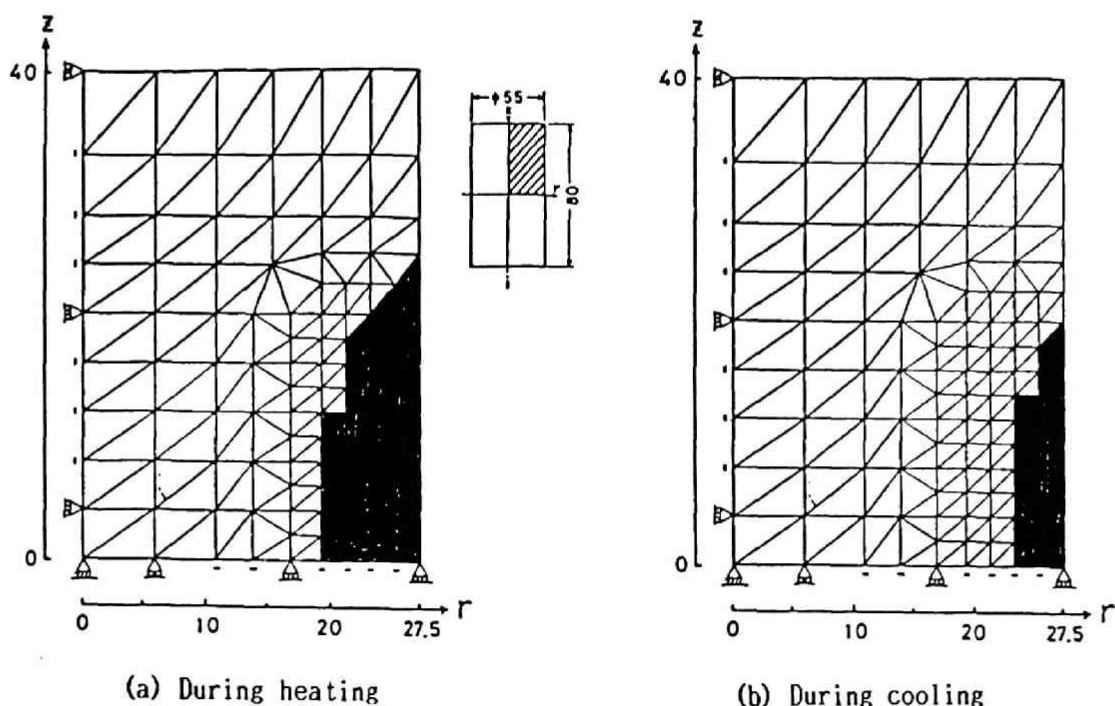


Fig.5-15 Yield area analyzed by FEM on condition No.6.

さて、き裂の発生に関しては、第3章で述べられたように、切欠きつきSUJ2鋼材に条件番号6の加熱・冷却を加えると、加熱終了に続く水冷却の開始から約5 sec (加熱開始から約10 sec) 経過すると音を立ててき裂が発生し始めることが示された。

一方、熱応力計算結果 (Fig.5-14(b)) によると、この時期はモデル表面付近の引張応力がほぼ最大値に達し、しかもその作用深さが最も深くなっている。このことは、切断実験において音を立ててき裂が発生する時期が表面応力が最も高くなる時期に一致していることが計算によって証明されたことを示している。

切断実験において、き裂の発生音は、上記の時点から約3～5 secの間持続することが確かめられている。そして、発生音が聞こえなくなる頃には表面付近の引張応力値がほぼき裂発生開始時期の最大レベルから若干減少しているものの、その作用範囲はほとんど変わらず、ほぼ完冷時の残留応力分布となっている。

Fig.5-16は、Table 5-1 に示された条件番号5の条件について計算された、軸方向応力 σ_z の分布を時間 t を助変数として示したものである。この応力分布を条件番号6の場合のものと比べると、その作用深さは両者の間にそれほど大きな差は認められないが、冷却中に、表面付近に発生する引張応力は条件番号5の方がかなり低い。き裂が発生するか、

しないかという条件は表面付近における引張応力に依存するものと考えられる。したがって、条件番号5の場合には、冷却中の引張応力がそれほど大きくならないので、き裂が発生しなかったものと考えられる。

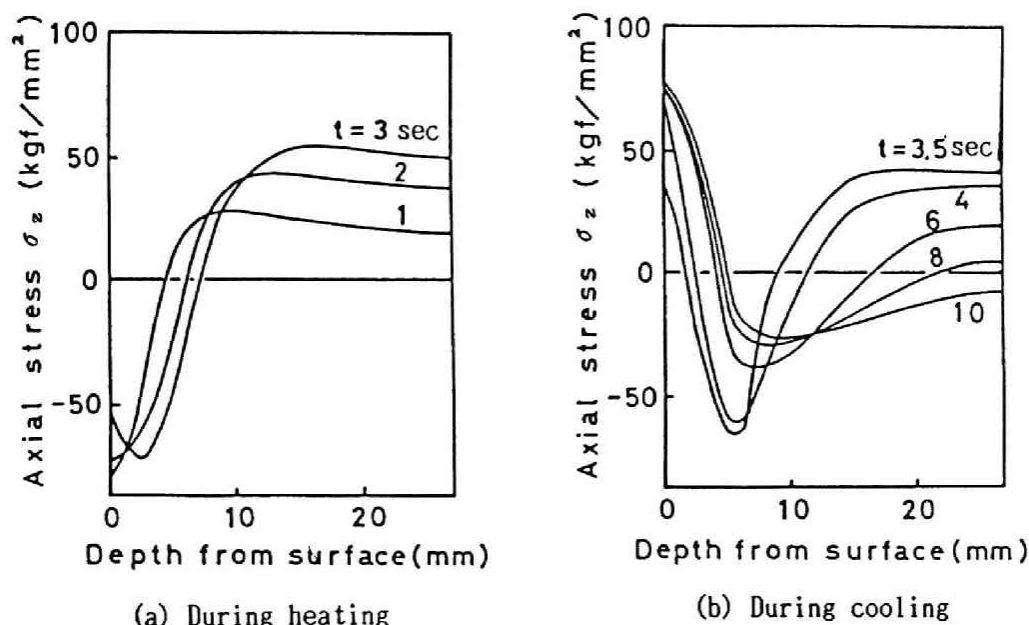


Fig.5-16 Axial stress distributions calculated on the transverse section at the center of heated zone during induction heating and water cooling on condition No.5.

以上の解析では、加熱時間が 4.5sec および 3.0sec の場合について表面付近に発生する引張応力と、き裂発生時期との関連が検討された。加熱時間 4.5sec の場合の引張応力は、加熱時間 3.0sec の場合のそれと比較すると、大きくなっており、き裂発生実験の結果とよく対応している。このことから、加熱時間がき裂発生に対して重要な要因になっていることがわかる。そこで、加熱時間が冷却中に鋼材表面付近に発生する軸方向引張応力に及ぼす影響を検討するために、加熱時間を変えてさらに計算が行われた。

計算は、加熱時間が 3.0sec ~ 5.0sec の範囲で追加され、0.5secおきに行われた。なお、加熱時間が 5.0sec 以上になると、実際には水冷却により鋼材表面に焼入れ層が形成されるので、き裂は発生しないが、ここでは焼入れ層が形成されないとして計算が行われた。

Fig.5-17は計算結果を示したもので、図中の実線は水冷却中に生ずる軸方向応力最大値と加熱時間との関係を、表面下1mmの深さについて示したものである。引張応力の最大値は加熱時間が短い範囲では加熱時間の増加とともに急激に増大し、加熱時間が3.5sec以上では、応力の増加割合は減少しているが、増大している。この範囲を図中に破線で示したき裂発生実験結果（第3章補遺参照）と比較すると、表面付近の引張応力がかなり高くなる範囲に対応し、き裂の発生が裏付けられている。

なお、き裂が発生する加熱時間範囲の下限は、鋼材につける切欠きの形状との関連で決定され、上限は冷却中にマルテンサイト変態が生ずるかどうかにより決まるものと思われる。

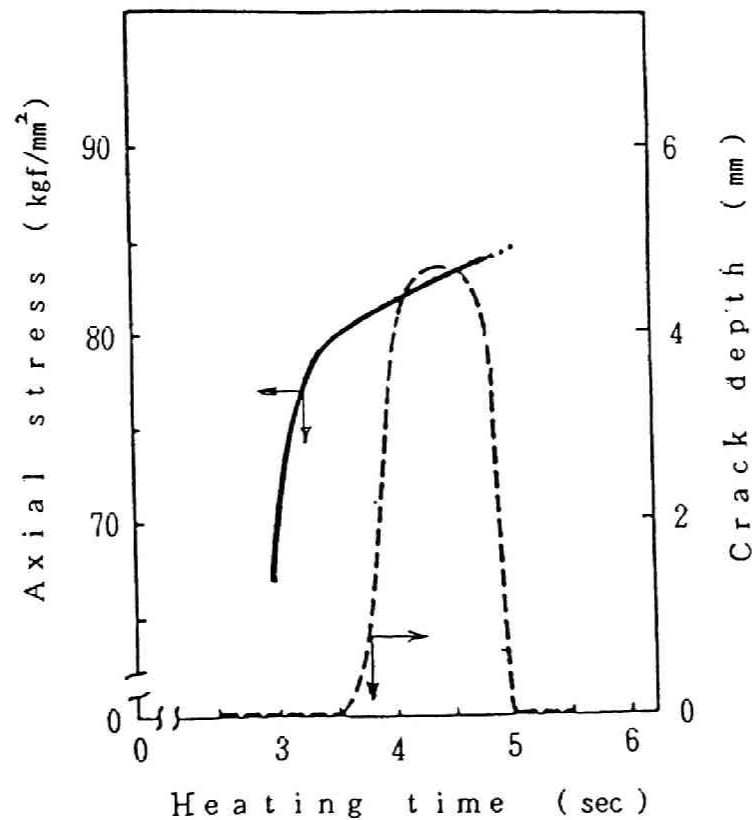


Fig.5-17 Relations between heating time and calculated maximum axial stress under the surface as well as crack depth during cooling.

5.2.2 残留応力分布測定値との比較

Fig.5-18は、条件番号6の加熱・冷却の後、完冷された鋼材の加熱帯中央断面に残留する軸方向および円周方向応力分布の計算結果と実測結果（第3章参照）とを比較したものである。

この図から明らかなように、引張応力が最大となる深さ、および引張から圧縮に移行する深さに関しては、実測値と計算値は比較的良好に合っていることがわかる。

このように、定性的には両者間でかなりよく合っているが、定量的には幾分の差違が認められるようである。たとえば、最大引張応力値および最大圧縮応力値は、計算値の方が実測値よりも大きくなっている。これら差違は計算において、

- (i) 高周波誘導加熱による温度上昇は表面から内部にかけて指数函数的に減少するとされているが、ここでは表面から 1.25mm まで同一温度として計算されていること、
- (ii) 冷却時、表面付近は急激な温度勾配を持つが、比較的大きな要素分割のもとに計算が行われたこと、

等に起因すると考えられるが、その詳細については不明である。

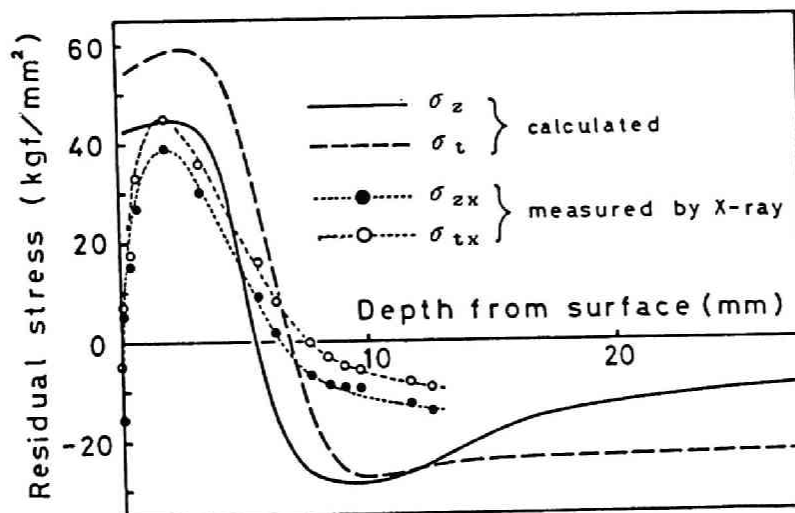


Fig.5-18 Residual stress distributions calculated on the transverse section at the center of heated zone compared with the measured values by X-ray on condition No.6

6. まとめ

本章では加熱・冷却中における鋼材表面および内部の温度分布の時間的推移が求められ、その温度履歴に基づいて切欠きなし鋼材表面付近に発生する軸方向および円周方向の熱応力が弾塑性有限要素法により求められた。そして、計算結果から推定されるき裂発生時期と切断実験においてき裂が発生する時期とが比較検討された。さらに、完冷後の計算残留応力分布とX線による測定値も比較検討された。その結果は大略次のようである。

(1) 加熱中、鋼材表面付近には、軸方向、円周方向に圧縮応力が発生し、その圧縮応力により降伏する範囲が見られた。冷却が始まると、鋼材表面付近の圧縮応力が引張に転じ、この引張応力により降伏する範囲が見られた。また、完冷後の残留応力分布は、表面付近に引張応力、ある深さから中心部にかけて圧縮応力となることが確かめられた。

(2) 冷却中、鋼材の表面付近の軸方向引張応力が最大となる時期は、切断実験において切欠き底にき裂が発生し始める時期と一致した。

(3) 水冷却中、鋼材表面付近に発生する軸方向引張応力の最大値は、加熱時間が短い範囲では加熱時間の増加とともに急激に増大するが、加熱時間が長くなると引張応力最大値の増加割合は低下するが、その値は大きくなる。また、き裂が発生する加熱時間範囲は、上記引張応力最大値が大きくなる範囲に対応している。

(4) 加熱帯中央断面における計算残留応力分布を実測のものと比べると、引張応力が最大となる深さおよび引張から圧縮に移行する深さに関して両者は比較的良好に合うことが明らかにされた。

参 考 文 献

- 1) 片山功蔵 他：“伝熱工学の進展 3” P.123 (1976) 養賢堂.
- 2) 片山功蔵、斉藤彬夫 “非定常熱伝導の数値解析”
日本機械学会論文集、Vol.39, No.317, P.242 (1973)
- 3) 上田幸雄、山川武人：“有限要素法による熱弾塑性挙動の解析”
溶接学会誌 Vol.42, No.6, P.61 (1973)

第6章 結 論

硬質鋼を、その表面から急速加熱・冷却する際に発生する応力を利用して切断する方法が提案され、その効果が検討された。この方法は、鋼材の切断位置にあらかじめ環状切欠きをつけておき、その周辺を高周波誘導加熱、水冷却し、切欠き底を含む面内に必要な深さのき裂を発生させ、そののち機械的な手段により残留部を破断させるものである。なお、本切断法において切欠き底に発生するき裂は、加熱・冷却中、鋼材に生ずる熱応力により発生、進展するものである。

本論文では、上記き裂発生の原動力となる熱応力の発生から、き裂の発生、進展までが加熱・冷却条件と関連させて検討、考察された。

すなわち、第2章では1回の加熱・冷却による場合（1回法）、相異なる条件の加熱・冷却操作を連続して行う場合（反復法）について、切断に必要なき裂を発生させる条件が実験により調査、検討された。さらに、本切断法による切断片と、軟化熱処理したのち冷間せん断した切断片とを形状および重量の面から比較した結果についても述べられた。

第3章では、切断に最適な条件を中心に選択した条件により、切欠きなし鋼材を加熱・冷却し、加熱帯中央断面に発生する残留応力とその部分の硬さ分布が測定され、その結果およびき裂が発生する応力状況を検討した結果が述べられた。そして、これらの結果をもとに残留応力の発生機構が定性的に考察された。

第4章では、加熱・冷却操作を加えた切欠きなし鋼材より測定した残留応力を使って、同じ加熱・冷却操作を加えた切欠きつき鋼材の切欠き底を含む断面における残留応力分布が計算された。さらに、この結果とき裂進展深さとの関連が考察された。

第5章では、加熱・冷却中、切欠きなし鋼材に発生する熱応力をFEMの弾塑性計算により解析し、第2章で述べた鋼材切断実験において求めたき裂の発生時期およびき裂発生加熱時間範囲との関連を調査した結果について述べられた。

なお、熱応力の解析は1回法に対してのみ行われたが、反復法に対しての解析は鋼の相変態をも考慮して行う必要があり大変興味深いものである。しかし、これは今後の課題として残されている。

本研究の結果明らかになった事項は、各章の末尾の説にまとめられているが、その概要は、以下のようなものである。

(1) 直径38mm鋼材(SUJ2、圧延のまま)の場合、1回の加熱・冷却操作によって切欠き底にき裂を発生させることは出来なかった。しかし、ある加熱条件範囲において切欠き断面の曲げ破断荷重はかなり低下した。この範囲内において、同一条件の加熱・冷却の操作を2～3回繰り返すと破断荷重は操作1回の場合よりさらに低下し、破断面上に長さ1.8mm程度のき裂が見られる場合もあった。しかし、き裂の発生は不安定であり、破断面も切欠き底をはずれていた。

(2) 直径が38mmの鋼材に1回目の加熱時間 t_1 が2回目の加熱時間 t_2 より長い加熱・冷却操作を連続して加え、切欠き周辺表面を1回目の操作により焼入れ、2回目の操作により焼もどしする反復法の実験が試みられた。その結果、切欠き底に深さ約3～4mmのき裂を確実に発生させることができた。また、直径が55mmの鋼材の場合も切欠き底に十分な深さのき裂を発生させることができた。いずれの場合も切欠き底断面での破断荷重は加熱・冷却操作を加えない場合の約1/8以下に低下し、破断面は切欠き底に沿い、ほぼ平滑であった。

(3) 直径が50mm以上のSUJ2鋼材の場合には、切欠き周辺表面が焼入れされない限界付近まで加熱したのち、水冷却すると、1回の操作により以後の切断に十分な深さのき裂を発生させることができた。この場合、切欠き底断面における曲げ破断面は反復法の場合と同様、切欠き底に沿いほぼ平滑であった。

(4) 反復法における1回目、2回目ならびに1回法いずれの場合にも、き裂を発生させるための表面加熱条件は、単位加熱面積当たりの電力(電力密度)に対して、ある加熱時間幅をもつ帯状の範囲で表すことができた。反復法は加熱・冷却操作を2回行わなければならないので1回法と比較して熱量、処理時間に関して不利であるが、き裂発生条件範囲内では、き裂深さがほぼ一定であり、き裂発生には1回法より優れた面を持っている。

(5) 本切断法(1回法、反復法)による切断片は、球状化焼鈍後、冷間せん断したものより形状のゆがみがなく、重量のばらつきも小さかった。

(6) 1 回法により発生する残留応力の分布は、表面付近で最大約 40kgf/mm^2 の引張応力、内部で圧縮の分布となった。き裂を発生させるためには、表面に焼入れ層が形成されないように、しかも引張応力の作用深さを可能な限り深くすることが条件となる。

(7) 1 回法あるいは反復法 1 回目の加熱・冷却操作によって鋼材の表面が焼入れされると、残留応力の分布は焼入れ層で約 100kgf/mm^2 の圧縮応力、その内部で引張応力、中心部で圧縮応力の分布となった。

(8) 反復法では、1 回目の加熱・冷却操作により鋼材表面に焼入れ層を形成させたのち、2 回目の操作によりこの層を硬さ $H_v = 400 \sim 500$ に焼もどししている。表面付近は降伏応力の高い焼入れ焼もどし組織になるとともに、変態膨張が除去され、1 回の加熱・冷却操作によっては得ることの出来ない、約 100kgf/mm^2 の引張残留応力状態となった。この応力は、おもに 1 回目の加熱時に生じる圧縮の塑性変形に対応するものと考えられる。その内部の応力分布は約 40kgf/mm^2 の引張、中心部で圧縮の残留応力分布であった。

(9) 初期ひずみを切欠きなしモデルの加熱部対応範囲に与えることによって、切欠きなし鋼材の加熱帯中央断面において実測された軸方向残留応力分布を再現することができた。この場合、円周方向応力分布の計算値は実測値のものとよく似ているが、多少の差異があった。

(10) き裂を発生させる加熱・冷却条件の場合、切欠き底付近の軸方向引張応力は、き裂が発生しない場合より大きく作用深さも深かった。

また、き裂が発生する条件間の比較では、軸方向引張応力は反復法の方が 1 回法の場合の方が大きくなった。

(11) き裂進展に伴って、き裂先端付近の軸方向引張応力は、1 回法、反復法いずれの場合も、き裂深さの増加とともに一旦増加したのち減少した。これは、切断実験におけるき裂発生、進展の状況が安定していることに対応しているものと思われる。

(12) 切断実験時、切欠き底に発生させたき裂は、1 回法、反復法、あるいは鋼材の直径の相違にかかわらず、き裂先端から深さ 0.1mm の位置における軸方向の計算応力が母材の

真破断応力 σ_T にほぼ等しくなる深さまで進展していた。

(13) 加熱中、鋼材表面付近には、軸方向、円周方向に圧縮応力が発生し、その圧縮応力により降伏する範囲が見られた。冷却が始まると、鋼材表面付近の圧縮応力が引張に転じ、この引張応力により降伏する範囲が見られた。また、完冷後の残留応力分布は表面付近に引張応力、ある深さから中心部にかけて圧縮応力となることが確かめられた。

(14) 冷却中、鋼材の表面付近の軸方向引張応力が最大となる時期は、切断実験において切欠き底にき裂が発生し始める時期と一致した。

(15) 水冷却中、鋼材表面付近に発生する軸方向引張応力の最大値は、加熱時間が短い範囲では加熱時間の増加とともに急激に増大するが、加熱時間が長くなると引張応力最大値の増加割合は低下するが、その値は大きくなる。また、き裂が発生する加熱時間範囲は、上記引張応力最大値が大きくなる時期に対応している。

(16) 加熱帯中央断面における計算残留応力分布を実測のものと比べると、引張応力が最大となる深さ、および引張から圧縮に移行する深さに関して両者は比較的良好に合っていた。

終わりに当たり、在学中より今日まで終始ご懇切なるご指導を賜り、本論文をまとめるに当たって、種々ご教示いただいた京都大学教授 小門純一博士、京都大学助教授 八田夏夫博士に深甚なる感謝の意を表します。

また、本研究に対し、種々ご高配いただいた株式会社豊田中央研究所 代表取締役所長 小松 登博士、同所 元取締役 故野崎長二博士、同所 取締役 藤掛賢司博士、同所 元情報特許部部長代理 高橋祥泰弁護士、同所 情報特許部部長代理 山田統一博士に、本論文の発表をお許しいただいたこととあわせて深くお礼申し上げます。

本研究は、著者が昭和47年以来、株式会社豊田中央研究所において、当時、第3研究室

長 青山威恒博士のもとにあって始め、今日まで終始ご懇篤なるご指導、ご鞭撻をいただき実施したものであり、殊に、青山威恒博士には、本論文の作成に当たっても種々ご懇切あるご教示、助言をいただいた。ここに心から感謝の意を表します。

さらに、本研究の実験および解析を進めるに当たって、それぞれの段階で熱心にご協力して下さった愛知製鋼株式会社 元副社長 荒川武二氏、同社 取締役 松原基夫氏、同社 生技開発部 主任担当員 古田 修氏、株式会社 豊田中央研究所 浅井鉦和氏、藤本正男博士、小長哲郎博士、岩永省吾氏、岩室 茂氏の諸氏をはじめ、種々ご援助いただいた株式会社豊田中央研究所、さらには高周波熱錬株式会社名古屋工場の多くの方々に厚くお礼申し上げます。

